



TITLE:

受信用真空管の設計に関する研究(Dissertation_全文)

AUTHOR(S):

松田, 功

CITATION:

松田, 功. 受信用真空管の設計に関する研究. 京都大学, 1962, 工学博士

ISSUE DATE:

1962-03-13

URL:

<https://doi.org/10.14989/161932>

RIGHT:

受信用真空管の設計に関する研究

松 田 功

受信用真空管の設計に関する研究

神戸工業株式会社

松田功

昭和36年9月

DOC
1961
11
電気系

目 次

内 容 梗 概	1
記 号 表	7
 第 1 章 整 流 管 の 設 計 法	15
1.1 結 言	15
1.2 整流回路における動作の解析	15
1.3 実測値と計算値の比較	22
1.4 外部附加インピーダンス Z_p の影響	28
1.5 整 流 管 の 動 作 例	30
1.6 整流管の設計基準及び設計例	34
1.7 ダンパー管の動作条件と設計例	38
 第 2 章 3 極 管 特 性 の 計 算	44
2.1 結 論	44
2.2 楕円グリッドを有する3極管の増巾率	49
2.2.1 結 言	49
2.2.2 共焦点楕円電極の座標変換	50
2.2.3 共焦点楕円系への置換	55
2.2.4 置換及び変換の具体例	58
2.2.5 共焦点楕円電極の増巾率の計算	63
2.2.6 楕円グリッドの増巾率の計算法及び計算例	64
2.3 平行平面電極を有する3極管の増巾率	70

2.4	Formed Round グリッドを有する3極管の増巾率	79
2.5	補正電圧 ΔE_c	83
2.5.1	結 言	83
2.5.2	補正電圧 ΔE_c の値	86
2.5.3	動作条件と ΔE_c の値の関係	91
2.5.4	ΔE_c の実測値と特性の計算例	96
2.6	パ ー ビ ア ン ス	104
第3章	電極温度の計算と設計法	109
3.1	結 論	109
3.2	バルブの設計	111
3.2.1	結 言	111
3.2.2	バルブ温度の実測値と温度分布	112
3.2.3	バルブ温度	119
3.2.4	周囲条件の影響	122
3.2.5	バルブの設計	125
3.3	フ レ ー ト の 設 計	126
3.3.1	結 言	126
3.3.2	フレート温度の実測値及び近似的表示法	126
3.3.3	フレートの温度分布と材料厚さの影響	132
3.3.4	フレートの熱量の計算	136
3.3.5	フレート温度の計算	140
3.3.6	周囲条件の影響	146
3.4	グリッドの動作温度	155

3.4.1	結 言	155
3.4.2	グリッド温度の実測値	155
3.4.3	グリッドの温度分布	168
3.4.4	グリッドの熱量の計算	171
3.4.5	グリッド温度の計算値	183
3.4.6	グリッドの設計	191

第 4 章	本研究の成果の要点	196
-------	-----------------	-----

謝 辞	205
参 考 文 献	207
附 録	214

内 容 梗 概

本論文は、受信用真空管（以下受信管と称する）の諸特性の内、基本となる整流管及び3極管について、電気的特性と動作中の電極温度に関する計算、設計法についてのべたものである。本論文の内容をのべる前に、受信管の設計について、今日までに行なわれた研究の概要をのべる。

1904年、*J. A. Fleming* により、2極管が発明されて以来、真空管は各方面で急速な進歩をとげた。真空管はその用途によって、受信管と送信管に大別でき、その理論的取扱いは共通の面も多いが、ここでは受信管の設計についてのべる。

まず、*C. D. Child* 及び *J. Langmuir* により、平板電極の基礎式が *Child-Langmuir* の式として与えられ、次で *Langmuir-Blodgett* により、理想的な円筒電極2極管の数値的解法の手段が確立した。次に、電極構造論的立場より、3極管の静電的な増巾率に関する研究が行なわれて、等価2極管、又は支配電圧の概念が生まれ、これに基づいて *Child-Langmuir* の法則を3極管に拡張して、*Chaffee*、楠瀬、*Fremlin*、*Dow*、*Rothke u Kleen* 等により、空間電子流の問題を解決せんとする努力が行なわれた。一方、増巾率について、*King*、*Vodges & Elder*、楠瀬、*Fremlin*、*Ollendorf*、*Oertel*、*Spangenberg* 等により研究され、わが国でも戦後、宇田川、和田、小池、山中氏等により、すぐれた成果が発表されている。

これらの成果は、小池氏の増巾率に関する研究のように、「平板電極の静電的増巾率」については、理論的に大略完成に近いと思われるものもあ

り、又、*Langmuir* の $\frac{3}{2}$ 束法則の如く、理想的な円筒電極に関する限り、実験的にその正確さを立証し得るものもある。しかし、実際の受信管は、空間電荷、初速度電子、波形電界効果等の影響のある他電極構造も種々あり、電子密度が不均一になる上、製造条件、使用材料による変動等もあって、その諸特性はこれら発表された理論式の結果とはなかなか一致しない。

更に、受信管設計に当たって、これら電気的特性が満足される他、高い信頼度で安定に動作するためには、動作中の電極損失、すなわち、各電極の温度が適当でなければならないが、対象が計算と測定の困難な熱現象だけに、現在まで余り研究が行なわれていない。すなわち、最も種類も少なく測定の容易なバルブについて、高信頼管発達の過程で、周囲条件の変化した時の温度が測定されている。又、グリッド温度について、*Schade* 氏が熱伝導による損失を、ステムリードのみに限定した場合の計算方法を報告している他、伊藤氏が送信管で、輻射による現象のみに注目した時のグリッド温度の解析を行なっている程度である。

一方、最近の電子工業界の目ざましい発展に伴い多数の新品種の開発を必要とするようになった。特に、数年来アメリカ又は欧州で製作されたものの模倣を脱却して、特殊の要求を満足する独自の小型、且つ、高性能な新品种の開発、研究を行ない、その種類及び品種数は多数にのぼっている。この現状において、今までに発表された理論式を再検討して、これを一歩進め、あるいは試作球の実測データーを基にした計算方法を確立し、あるいは理論式に実験的補正係数を適用する等の手段によって、実際の受信管に適用して、簡単、且つ、正確な結果の得られる設計法に関する研究が、要求せられるようになったことは当然の過程である。

さて、本論文は々章より成り、第ノ章は整流管(2極管)の設計、第2章は3極管の電気的特性の計算と設計、第3章はバルブ、フレート、グリッド等、各電極の動作中の温度の計算法と設計について論じている。

第ノ章は、整流管を整流用受信管とダンパー管に分け、前者では外部附加インピーダンスのわからない場合でも、その動作条件を求め得る計算方法を示し、この方法による計算結果と、外部附加インピーダンス及びフレート損失の測定値と比較して、計算方法の正しいことを確かめると共に、各種整流用受信管の動作例と、設計基準及び設計例をのべている。又、後者については、フレート損失を主として、動作条件を求め、設計基準及び設計例を示している。

第2章では、3極管以上の多極管設計の基本になる、3極管の電気的特性の計算及び設計法について論じている。先ず、2・2～2・々節では、各種の構造を有する3極管の増巾率の計算式の検討を行なっている。すなわち、2・2節では、楕円グリッドを有する3極管で、共焦点楕円系に置換後に、等角変換を行なう理論と計算式を考察して、十数品種の具体例と比較して、補正係数を用いて、楕円グリッドの増巾率を正確に計算し得ることを明らかにした。2・3節、2・々節では平行平面電極及び *Formed round* グリッドを有する3極管の増巾率について論じている。すなわち小池氏の式において、平行平面電極では、「グリッドのピッチとグリッド・カソード間の距離の比」による補正、*Formed Round* グリッドでは、「フレートの半径とグリッドの半径の比」によるフォーム・ファクターを用いて、その増巾率を計算し得ることを確かめ、設計例を示した。

又、3極管特性を計算する場合の所謂^{*}の値は、電極の構造が多種にわたっていること、及び電子密度を正確に知ることができないので、理論的に計算することはできない。2・5節では、*Langmuir* の法則が成立

* (2-57) 式の^{*}の値を表わす。

すると仮定して、簡単な等価管電圧の式を用いた時の「補正電圧 ΔE_c 」の概念を導入する方法を提案している。規格値における ΔE_c は、増巾率の大小のグループに分ければ、一定の値を有することを、国産各社、諸外国の多数の品種について示し、又、これが筆者の設計した多数の品種及び国産各社の製造した品種にも適用できることを確かめた。

この ΔE_c の値を用いれば、

- (1) 任意の動作点におけるプレート電流、相互コンダクタンス等の値を計算すること
- (2) あるいは逆に所要の特性を与えるに必要な増巾率、パービアンスを計算すること
- (3) 2・2節～2・4節でのべた増巾率の計算法、及び2・6節でのべたパービアンスの計算法を応用して、3極管の電極寸法を簡単、且つ、容易に、十分な精度をもって計算し得ること

を明らかにし、その計算例を示している。

第3章では、電極損失と温度についてのべている。3・2節では、実測値を基にして、各種バルブについて、全損失とバルブ温度の関係を示すカーブを求めると共に、温度分布、シールドケースの有無等周囲条件の変化した時のデーターも測定して、その影響をのべた。

次に、3・3節では、MT管、GT管等の代表的品種を送んで、プレートの最高温度点の温度、温度分布、材料、厚さの影響等を測定すると共に、単位面積当たりの全損失で、プレート温度の近似値を表わし得ることを示した。更に、「実効平均温度」の概念を導入して、伝導や輻射による熱損失、バルブ温度の影響等も考えて、計算で正確にプレート温度を求め得ることを明らかにしている。又、シールドケースの有無、周囲温度の変化した時の影響も測定し、前記計算方法でその影響を計算して、その根拠を示

している。

次に、3・4節では、フレートと同様、代表的品種のグリッド各部、ラディエーションカラー、ステムフィレット近くのリード線等の温度を測定した。又、理想的な場合のグリッドの温度分布の理論式、実際の受信管で起こる輻射、電導等により生ずる電極間の熱の授受の計算式、温度分布の式を示して、実測値を用いて、「ステムリードに流れる熱量と熔接点の温度の関係」、「温度分布」等が各品種共よく一致することを確かめて、計算方法の正しいことを示している。更に、この方法によるグリッド温度の計算方法、温度分布、灰用材料の熱伝導性の相異による影響等を求めて、グリッドの設計に際しとるべき設計方針を明らかにしている。

第4章では、本研究により、得られた成果を箇条書にしてまとめている。

記 号 表

本論文に用いた記号及び単位は次の通りである。

第 1 章

FW	両 波 整 流
HW	半 波 整 流
E_{pp}	フレートに加わるフレート供給交流電圧 (rms) のフレート 当たりの値 (V)
\tilde{E}_{Max}	フレートに加わるフレート供給交流電圧尖頭値のフレート当 たりの値 (V)
E_o	整流出力電圧 (V) $E_o = I_o \times R_L$
R_L	整流回路の負荷抵抗 (Ω)
C_L	コンデンサ入カ整流回路における平滑コンデンサの値 (μF)
I_o	整流出力電流 (mA)
ω	交流電圧の周波数を f として $\omega = 2\pi f$
E_{td}	管内降下電圧 (V) 直流電流 I_{DC} (mA) 流した時の管 内電圧で規定する。CESで規格化されている。
I_{DC}	E_{td} の時に流れる直流電流 (mA)
E_b	フレートに外部より加えた直流電圧 (V)
E	フレート、カソード間に加わる真の電圧 (V)
I_b	E_b を加えた時流れる直流電流 (mA)
G	パービアンス ($\mu A/\sqrt{s}$) E_{td} と I_{DC} によりきまる値
η	整流能率 (%) 整流出力電圧 (E_o) とフレート供給交流

電圧の尖頭値 (\tilde{E}_{Max}) との比で、次の式で表わされる。

$$\eta = \frac{E_o}{\tilde{E}_{Max}} \times 100 = \frac{E_o}{\sqrt{2} E_{pp}} \times 100$$

\hat{I}_o	定常動作状態において、整流回路に流れる尖頭整流出力電流 (mA) (<i>Peak Steady-state Current</i>)
$\hat{I}_{o\max}$	コンデンサ入力整流回路で、スイッチを入れた瞬間 C_L への 充電のために流れる瞬間最大整流出力電流 (A)
\hat{i}_{p2}	ダンパー用に使った時の尖頭整流出力電流 (mA)
e_d	整流回路における定常動作状態の管内降下電圧 (V)
\hat{e}_d	尖頭管内降下電圧 (V)
\hat{e}_{p2}	ダンパー用に使った時の尖頭管内降下電圧 (V)
Z_p	外部附加インピーダンス (Ω) (<i>Supply Impedance</i>)
e_r	整流回路の Z_p に生ずる降下電圧 (V)
\hat{e}_r	尖頭降下電圧 (V)
$ r_d $	整流管自身の等価抵抗の r_{ms} 値
W_f	ヒータパワー (W)
P_p	整流回路に用いた時のフレート当たりのフレート損失 (W)
P	フレートの全損失 (W) 両波整流では $2P_p$ 、半波整流 では P_p に同じ
P_{p2}	ダンパー用の時のフレート損失 (W)
W_{dc}	負荷抵抗 R_L で消費される電力 (W) $W_{dc} = I_o^2 \times R_L$
R_p	フレートの内半径 (mm)
l_1	電極の有効長 (mm)
β^2	フレートの半径 R_p とカソードの半径 R_c より決まる定数

第 2 章

I_b	フレート電流 (mA)
I_{c2}	第2グリッド電流 (mA)
I_k	カソード電流 (mA) I_b と I_{c2} の和
E_b	フレート電圧 (V)
E_{c2}	第2グリッド電圧 (V)
E_c	グリッド・バイアス電圧 (V)
R_k	カソード抵抗 (Ω)
G	パービアンス ($\mu A/V^{3/2}$)
μ	増巾率 <i>Amplification factor.</i>
$\bar{\mu}$	増巾率の測定値の平均値
$\bar{\bar{\mu}}$	$\bar{\mu}$ の総平均値
d_{cg}	グリッド、カソード間の距離 (mm)
d_{gp}	グリッド、フレート間の距離 (mm)
$2r_g$	グリッドワイヤの直径 (mm)
a	グリッドのピッチ (mm)
TPI	グリッド、ノインチ当たりの巻き数
MOD	グリッドの <i>Minor Out-Diameter.</i> (mm)
S	遮蔽率 $\frac{2r_g}{a}$
R_g	グリッドの半径 (mm)
R_p	フレートの内半径 (mm)
μ_p	平行平面電極の増巾率
μ_c	円筒電極の増巾率
K	<i>Form factor.</i>

G_m	相互コンダクタンス (m μ)
ΔE_c	補正電圧 (V)
e_n	$n = \frac{3}{2}$ と仮定及び等価2極管の式を用いたために生ずる補正値 (V)
e_c	グリッド、カソード間の接触電圧差 (V)
ε_i	電子の初速度及び空間電荷により生ずる電圧 (V)

第 3 章

(第1章、第2章と重複するものは除く、記入外の単位は cm, W, °C)

E_f	ヒータ電圧 (V)
I_f	ヒータ電流 (A)
E_{b1}, E_{b2}	ユニット I 及びユニット II のプレート電圧 (V)
I_{b1}, I_{b2}	「 「 プレート電流 (mA)
G_1	第1グリッド
G_2	第2グリッド
G_3	第3グリッド
BP	ビーム・プレート
OS	アウターシールド
RC	ラディエーションカラー
P_p	プレート損失
P_{c2}	第2グリッド損失
W_{steme}	ステムリードより失われる熱損失
W_{mica}	マイカ 「 「
W_{RC}	ラディエーションカラー 「 「
$W_{p Rad}$	プレートより輻射により 「 「

W_{ploss} フレートより失われる熱損失の総和

W_{pinput} フレートに加わる熱量の総和

$\varepsilon_K, \varepsilon_g, \varepsilon_p, \varepsilon_{RC}$ カソード、グリッド、フレート、及びラディエーションカラーのエミシディビティ

T_K, T_g, T_p, T_B カソード、グリッド、フレート及びバルブの温度
(°K)

A_{SL} スリースの全表面積

g_K カソードより輻射される熱量

Q_K グリッド又はフレートがカソードより受ける輻射熱量

L_p フレートの長さ

L_{SL} スリースの長さ

FL グリッドの巻き線部の長さ

FT グリッドの巻き数

A_g グリッドの巻き線部の面積

T_{pave} フレートの実効平均温度 (°K)

T_{RC} ラディエーションカラーの温度 (°K)

A_{RC} ラディエーションカラーの有効面積

g_o 熱 量

γ_o 熱 抵 抗

η 熱 伝 導 率

Δx ある二点間の距離

Δt 温度差

O 断 面 積

T_L ステムリードとサイドロッドの溶接点の温度

$T_A, T_B \dots T_E$ グリッド各部の動作温度

$T_{ASR} \dots T_{ESR}$ サイドロッド各部の動作温度

Q ステムリードへ流れる熱量

Q_0 グリッドが受ける熱量と輻射により失う熱量の差

Q_c T_L より T_c を計算する時の基本になる熱量

Q_c' T_c より T_E へ

q グリッドに加わる熱量の $\frac{1}{60}$

$q_{grid\ wire}$ グリッドのワイヤーに吸収される熱量

$q_{side\ rod}$ グリッドのサイドロッドに吸収される熱量

r_t グリッドワイヤーノターンの熱抵抗

r r_t の $\frac{1}{12}$ の熱抵抗

r_{FL} グリッドの巻き長さ部分のサイドロッドの熱抵抗

r_x ステムリード、サイドロッド溶接点とグリッドワイヤー下部の間の熱抵抗

F_E ϵ_K と ϵ_g に基づく補正係数

F_F グリッドの巻き長さに基づく

F_A グリッドワイヤーがピッチを有することに基づく

F_S カソードと G_1 サイドロッドの半径及び距離に基づく

η カソードの熱輻射の内、サイドロッドに吸収される割合

$q_{G \rightarrow P}$ グリッドよりプレートに吸収される熱量

$q_{G_2 \rightarrow BP}$ G_2 よりビームプレートに

$q_{P \rightarrow G}$ プレートよりグリッドに

第1章 整流管の設計法

1・1 緒 言

整流管はその構造より傍熱型と直熱型があるが、これを用途別に見れば、整流用と、テレビ受像機の水平偏向回路に用いられるダンパー用に大別される。整流管は二極管より成り、その構造は簡単であるが、寿命の点より種々問題があり、信頼度の高い整流管を製作するために、その設計が適切であることの重要なことは論を俟たない。

整流管の設計で最も考慮すべき点は、カソード又はフィラメントの電流密度、フレートを中心とする電極温度、従ってフレート損失である。最近、傍熱型整流管が広く用いられているので、これを主体にして動作解析を行ない、整流用では、筆者の「外部附加インピーダンス Z_p 」をパラメーターとする計算式を確立し、計算値と実測値の一致することを確認した。フレート損失、パービアンスも理論と実測値のよく一致することを示し、この計算方法を用いて、整流管の動作例と設計に必要な基準を与えて、設計例を述べた。

又、ダンパー用についても、フレート損失の理論式と実測値を比較し、ダンパー管の設計例を示した。

1・2 整流回路における動作の解析

整流回路は、入力容量回路と入力インダクタンス回路に分かれるが、後者は殆んど利用されていないので、前者についてのみのべる。入力容量回路は、更に半波整流回路、両波整流回路に分かれるが、これは後のべる係数 γ が変化するにすぎないので、一括して論じた。

入力容量回路の整流管の動作は、O. 14. Schade⁽¹⁻¹⁾ 氏、及び A. P.

⁽¹⁻²⁾
Kauzmann 氏により報告されている。前者は整流管を「電流を流しても、管内電圧降下を生じない理想的な2極管」と「等価附加抵抗」に置換して、実測カーブより、尖頭整流出力電流 \hat{I}_o 、プレート損失 P_p 等を計算している。

この方法は、Kauzmann 氏及び筆者の方法と比較すると、入力容量が小さくて、整流能率の低い時にも計算できる利点はあるが、外部附加インピーダンス (Supply Impedance) Z_p の値がわかっていないと、計算することができない。しかし、整流管の CES 規格では、「直流電流 $I_{DC} (mA)$ を流した時、 $E_{cd} (V)$ の整流管を用いて、整流出力電流 I_o となるように、 Z_p/R_{plate} は調整した整流回路を用いる。」と規定されているように、 Z_p の絶対値がわからないのが普通であるから、実用的でない上、計算は複雑で手数を要するが、その割に精度がよくない。

又、Kauzmann 氏は、Schade 氏の結果を基礎にして、2~3 の反定をおいて計算を行ない、

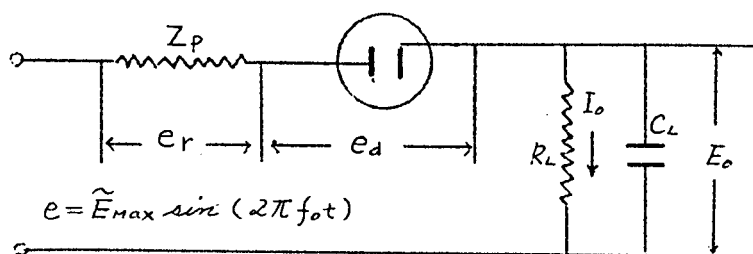
$$\frac{\hat{I}_o}{I_o} = \frac{\pi^2}{2 \cos^2 \eta} \dots\dots\dots (1-1)$$

をカーブに示して、 \hat{I}_o 、従って P_p を計算している。この方法は Schade 氏の方法に比べると、計算は少し簡単であり、又、 Z_p/NR_L をパラメーターとして、2~3 のカーブも与えているが、やはり Z_p の値がわからなければ計算することができないこと、カーブが粗くて計算値が不正確となる欠点がある。

そこで、⁽¹⁻³⁾ 筆者は、Kauzmann 氏の理論を基にして、次の計算方法を行なった。計算に当たって定常状態の整流回路を Fig 1-1 に示し、先ず、

(1) 整流管に流れる電流は正弦波の半波で、その尖頭値及び平均値はそ

Fig. 1-1 定常状態における整流回路



れぞれ、定常動作状態において、整流管に流れる整流電流の尖頭値及び直流の整流出力電流に等しい。

- (2) 入力容量回路の C_L の値は非常に大きい。
- (3) 整流管の $E_b - I_b$ 特性は *Langmuir* の $\frac{3}{2}$ 乗法則が適用できる。
- (4) 外部附加インピーダンス (Supply Impedance) Z_p は次の式で表わされる。

$$Z_p = a^2 Z_{prim} + Z_{sec} \quad (1-2)$$

但し、 Z_{prim} = トランスノ次側巻き線の直流抵抗

Z_{sec} = トランス2次側巻き線の直流抵抗

a = トランスの電圧比、すなわち

$$\frac{\text{2次側出力電圧 (rms)}}{\text{1次側出力電圧 (rms)}}$$

の4つの仮定をおくと、定常状態の整流管の電圧電流の間には、 Fig.

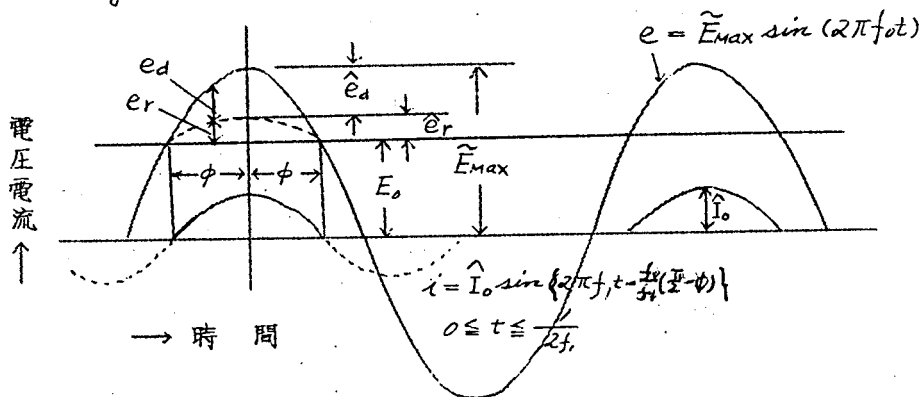
1-2に示す関係が成立し、これから、

$$\hat{e}_d + \hat{I}_o \cdot Z_p = \hat{E}_{max} - E_o \quad (1-3)$$

となる。従って

$$Z_p = \frac{\hat{E}_{max} - E_o - \hat{e}_d}{\hat{I}_o} \quad (1-4)$$

Fig. 1-2 電 圧 電 流 波 形



\hat{e}_d : 矢頭管内降下電圧

\hat{e}_r : Z_p に生ずる矢頭降下電圧 $\hat{e}_r = \hat{I}_0 \cdot Z_p$

で表わされる。一方、 $E_0 = \tilde{E}_{\max} \sin(\frac{\pi}{2} - \phi) = \tilde{E}_{\max} \cos \phi$

$$\eta = \frac{E_0}{\tilde{E}_{\max}} \quad (1-5)$$

とすると、 $\phi = \cos^{-1} \eta \quad (1-6)$

整流出力電流 I_0 は、一サイクル中に流れる整流電流 $\hat{I}_0 \sin(2\pi f_1 t)$ の平均値に等しいから、

$$\int_0^{t=\frac{1}{2f_1}} \hat{I}_0 \sin(2\pi f_1 t) dt \cdot \frac{1}{f_0} = I_0$$

左側を積分して、 $\frac{2\hat{I}_0}{2\pi f_1} = \frac{I_0}{f_0}$ より

$$\frac{\hat{I}_0}{I_0} = \frac{f_1}{f_0} \pi$$

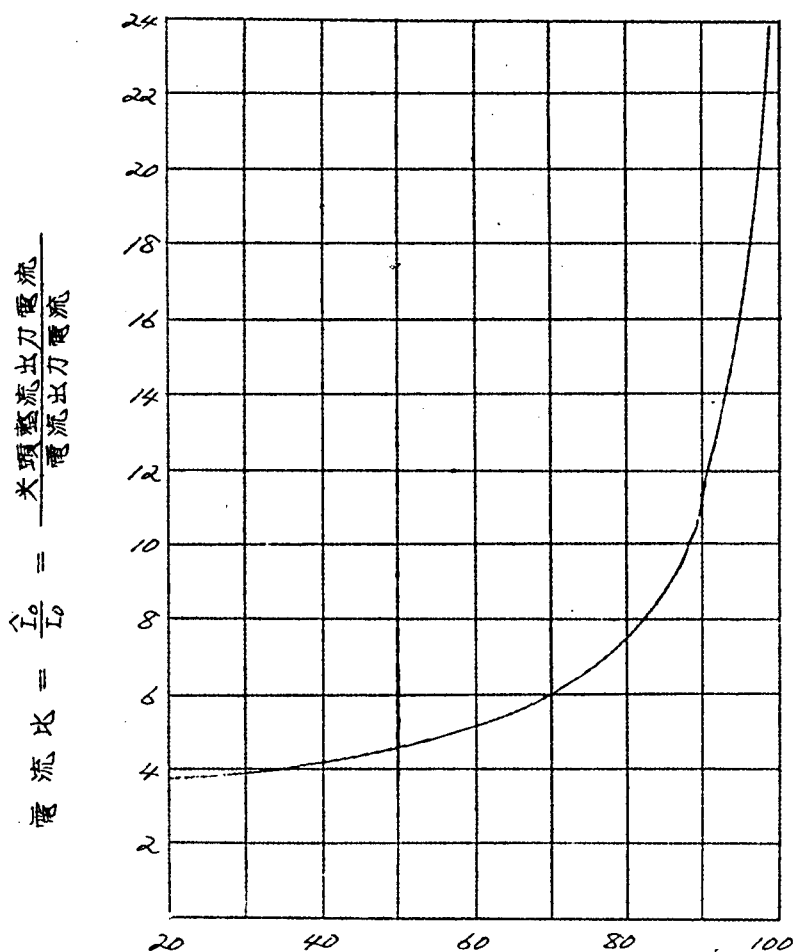
f_1 と f_0 の比は、 π と 2ϕ の比に等しいから、 $\frac{f_1}{f_0} = \frac{\pi}{2\phi}$

従って、

$$\frac{\hat{I}_0}{I_0} = \frac{\pi^2}{2\cos^{-1} \eta} \quad (1-7)$$

になり、(ノ-ノ)式と同じ式が得られる。 η と $\frac{\hat{I}_o}{I_o}$ の関係をFig. 1-3に示したが、この精度については後にのべる。

Fig. 1-3 整流能率と電流比曲線



$$\text{整流能率 } (\eta = \frac{E_o}{E_{\text{Max}}} = \frac{E_o}{\sqrt{2} E_{pp}}) \%$$

I_o がわかっておれば、(ノ-5)式より η 、Fig. 1-3より \hat{I}_o を計算することができるが、普通の整流回路の η は60~80%であるから、 $\frac{\hat{I}_o}{I_o}$ は5.2~7.8になる。

整流管の設計の要素の一つは、カソードの電流密度であるが、 I_o に比べて数倍大きい \hat{I}_o が電流密度の最大値を示すので、この値は極めて重要である。

そこで、具体的には、次の方法によって整流管の計算を行なえばよい。

1. 整流管には、次の規格値が与えられている。

$$E_{pp}, R_L, C_L, I_o, E_{td}, \text{及び } I_{dc}$$

2. 従って、

$$E_o = I_o \times R_L \dots\dots\dots (1-8)$$

$$\gamma = \frac{E_o}{\tilde{E}_{max}} = \frac{E_o}{\sqrt{2} E_{pp}} \dots\dots\dots (1-9)$$

より γ を計算し、理想的な場合として Fig 1-3 より $\frac{\hat{I}_o}{I_o}$ 、従って、 \hat{I}_o を計算する。この場合、整流管の各回路における動作より、 \hat{I}_o 計算の時に、定数 N を考えて、

$$\text{半波整流回路に対して} \quad N = 1$$

$$\text{両波整流回路に対して} \quad N = 2$$

として、 I_o を N で割った値を用いなければならない。

3. 電子の初速度及び接触電位差の影響を無視して、

$$I_{dc} = G \cdot E_{td}^{\frac{3}{2}} \dots\dots\dots (1-10)$$

より、パービアンズ G を求める。

4. \hat{I}_o 、 G の値より

$$\hat{I}_o = G \cdot \hat{e}_d^{\frac{3}{2}} \dots\dots\dots (1-11)$$

を用いて \hat{e}_d を計算する。

5. (1-4) 式より \tilde{E}_{max} 、 E_o 、 \hat{e}_d 、 \hat{I}_o より Z_p を求める。

6. フレート損失 P_p は Kaugmann 氏の式

$$P_p = 0.84 I_o \hat{e}_d \dots\dots\dots (1-12)$$

より I_0 , \hat{e}_d を代入して計算する。

具体的な計算例及び精度は次節で述べるが、この方法によると Z_p の与えられていない CES 条件等の場合にも、簡単に計算で Z_p を求めることができる。

整流管には E_{cd} と I_{dc} が与えられているから、逆に所要パービアン
スを与える電極寸法を設計することが必要である。一般に傍熱型整流管は、
円形カソードと同心円筒のフレートから成っているので、*Langmuir*
の式より

$$I_b = 14.66 \times 10^{-6} \times \frac{l_1}{R_p \beta^2} E_b^{\frac{3}{2}} \dots\dots\dots (1-13)$$

但し、 R_p : フレートの内半径

l_1 : 電極の有効長

β^2 : フレートの内半径 R_p とカソードの半径

R_c より決まる定数

になり、従って、パービアンスは

$$G = 14.66 \times 10^{-6} \frac{l_1}{R_p \beta^2} \dots\dots\dots (1-14)$$

で表わされる。

1.3 実測値と計算値の比較

1.2節でのべた計算式の精度を知るために、計算値と実測値の比較を行なった結果を示す。

(a) 外部附加インピーダンス (Supply Impedance) Z_p

次にのべる12品目について、前節の方法で計算した Z_p の値と、筆者の実測した値、又はRCAの社内規格に規定された値とを比較して、第1-1表に示した。

第1-1表 Z_p の計算値と実測の比較

品 種	種類	E_{pp} (V)	I_b (mA)	E_{cd} (V)	I_{dc} (mA)	R_L (Ω)	C_L (μF)	$Z_p(\Omega)$ 計算値	$Z_p(\Omega)$ 実測値	$Z_p(\Omega)$ RCA値
5AR4	I.FW	450	250	27	250	1800	12	166	158	—
6CA4.5R-K16	I.FW	350	150	20	150	2200	50	290	278	—
6X4-6X5-GT	I.FW	400	80	22	70	5750	40	147	—	125
35W4.35Z5	I.HW	150	110	18	200	1450	40	10.8	—	10
6W4-GT	I.HW	400	140	21	250	2750	20	165	—	145
6AX4-GT	I.HW	400	125	32	250	3100	20	152	—	145
6AU4-GT	I.HW	400	190	25	350	2000	20	120	—	120
5V4-G	I.FW	400	198	25	175	2300	16	61	—	85
5Z3	D.FW	550	250	58	225	2300	10	75.2	—	130
5U4-GB	D.FW	550	300	50	275	1950	10	72	—	70
80.5Y3-GT	D.FW	400	138	60	125	2850	4	93	—	140
5R4-GY	D.FW	850	275	67	250	3500	4	60.3	—	200

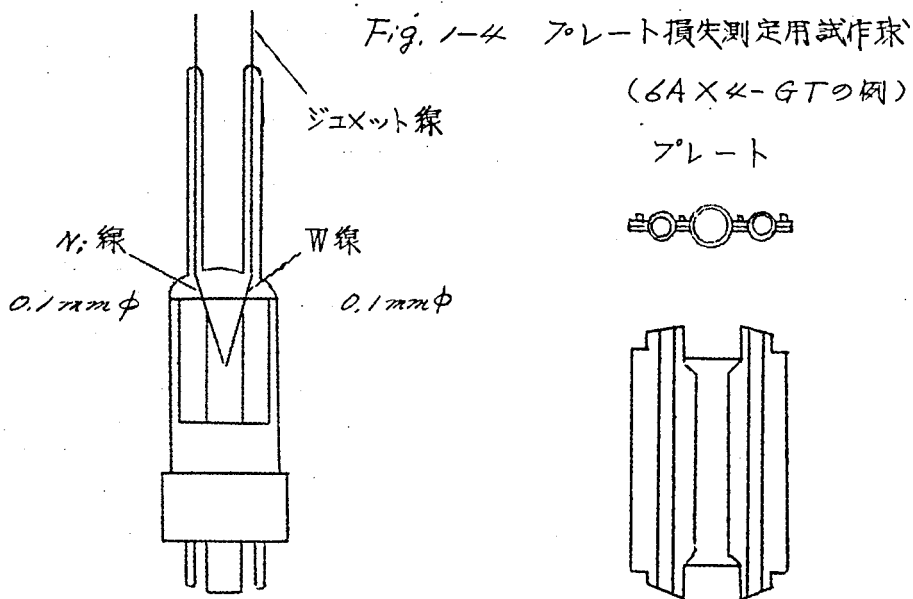
但し、I: 傍熱カソード D: 直熱カソード

第1-1表で傍熱型は C_L の値が12~20 μF 以上のものは、計算値と実測値又はRCAの規格値とはよく一致し、計算方法の正しいこ

とを立証している。又、5Z3以下の直熱型は、 $C_L = 4\mu F$ の時は精度が著しく悪く、 $10\mu F$ の時は一致するものとし、 C_L の値が小さい時は精度が十分ではないようである。これは1・2節の仮定よりも明らかであるが、最近、コンデンサの進歩により、回路に使用される C_L の値も大きくなり、 $C_L = 20 \sim 40\mu F$ の時には $100 \sim 200\mu F$ も使用されること、直熱型は次第に廃れなくなり、今後の新品種もすべて傍熱型になる傾向にあることより、1・2節で述べた筆者の計算方法は、整流管の動作を知るのに簡単、且つ、便利で、十分の精度を有していることがわかる。

(b) フレート損失 P_p

フレート損失の計算値と実測値を比較するために、次の測定を行なった。すなわち、5U4-GB, 5Z3, 6W4-GT, 6AX4-GT の各品種について、フレートの中央部に $0.1mm$ ϕ のタングステンとニッケル線より成る熱電対を熔接して、バルブ上部より取り出し



た試作球(この一例を Fig. 1-4 に示す) を作り、プレートに加える直流電圧 E_b を変化した時のプレート温度と直流電流 I_b を測定し、プレート損失 $(E_b \times I_b)_{\text{watt}}$ ~ プレート温度曲線を作る。次にその試作球を整流回路に入れて、 E_{pp} を変化して整流出力電流 I_o を変化した時のプレート温度を測定し、先に求めた(プレート損失) ~ (プレート温度) 曲線より、同一プレート温度を与える損失(Watt)を求めれば、この値がその I_o におけるプレート損失の実測値になる。

Fig. 1-5(a) にこれら4品種の(プレート損失) ~ (プレート温度) 曲線を示す。
Fig. 1-5(b) に整流出力電流(I_o)とプレート温度の関係を示す。

これらの実測値から、種々の I_o に対するプレート損失を求めて1-2節で述べた理論式による計算値と比較した結果を第1-2表に示す。

Fig. 1-5(a) $E_b \times I_b$ とプレート温度

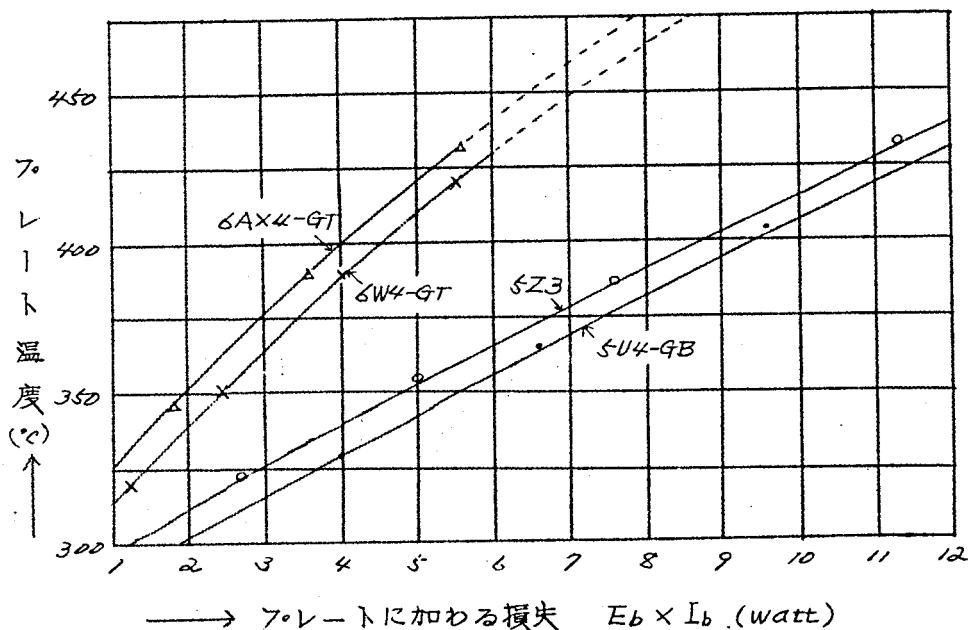
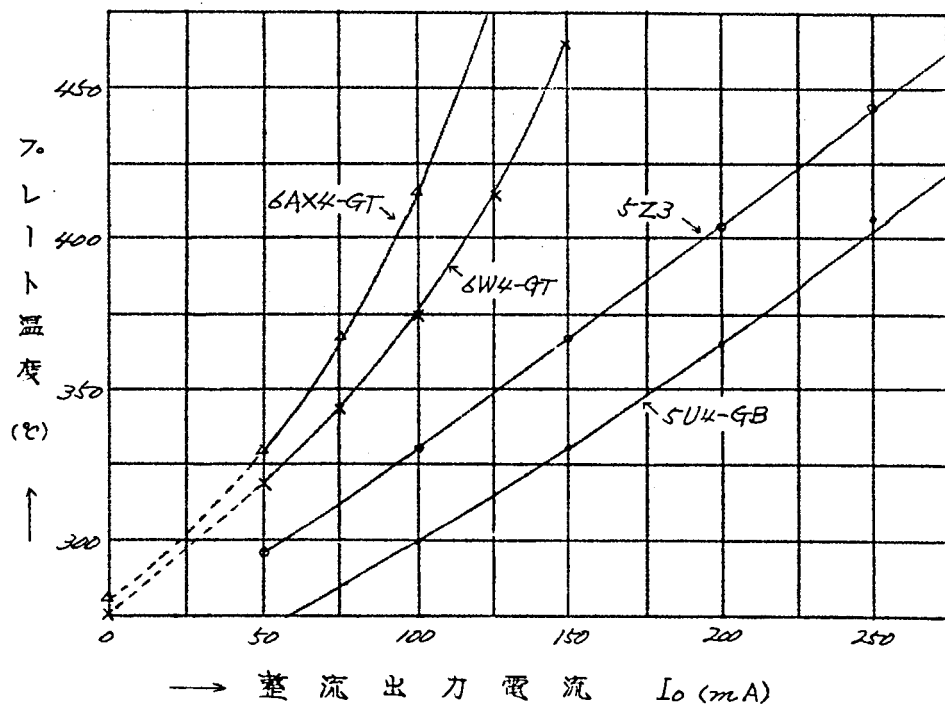


Fig. 1-5(b) 整流出力電流とプレート温度



第1-2表 プレート損失の実測値と計算値の比較

品 種	電 流 計算値 と実測値	整流出力電流 I_o の値 (mA)							
		50	75	100	125	150	200	250	300
5U4-GB	計算値(W)	0.66	-	2.09	-	4.01	6.62	9.7	12.7
	実測値(W)	0.445	-	1.7	-	3.9	6.6	9.8	12.9
5Z3	計算値(W)	0.84	-	2.67	-	5.3	8.8	12.7	16.8
	実測値(W)	0.7	-	3.2	-	5.7	9.0	12.6	16.5
6W4-GT	計算値(W)	1.24	2.4	3.53	5.5	-	-	-	-
	実測値(W)	1.2	2.1	3.45	5.3	-	-	-	-
6AX4-GT	計算値(W)	1.81	3.57	5.67	8.3	-	-	-	-
	実測値(W)	1.2	2.6	5.0	8.1	-	-	-	-

この表からわかる通り、フレート損失の小さいところでは、ヒータパワーの影響が大きく入るので、少し誤差を生じている点もあるが、フレート損失が大きくなると、計算値と実測値は極めてよく一致し、この理論式は正しいことがわかる。

動作中のフレート温度は、整流管の寿命に大きな影響を与えるので、設計の際フレート損失を計算して、動作中のフレート温度をあらかじめ予測しなければならない。フレート温度は第3章で詳しく論じるがその結果によれば（フレート損失）と（ヒータパワー）を加えた全損失をフレートの表面積で割った値、すなわち、単位面積当たりのフレート損失（ Watt/cm^2 ）で近似的にフレート温度を予測することができ、更に正確には第3章、3.3.5節の方法を用いれば、計算することができる。従って、3.2節で述べた計算方法は、整流管のフレート損失、従って、動作中のフレート温度を知り、逆に新品種を設計する際に必要なフレート寸法を決定するのに有効な式である。

(C) パービアンズ

Langmuir の $\frac{3}{2}$ 乗則が成立するかどうかを知らなければならない。これが成立する時は、正味フレート・カソード間に加わる電圧を E とすると、

$$I_b = G \cdot E^{\frac{3}{2}} \dots\dots\dots (1-15)$$

但し、 G : パービアンズ

で表わされ、これを $\log\text{-}\log$ で示すと、

$$\log I_b = \log G + \frac{3}{2} \log E \dots\dots\dots (1-16)$$

になる。ここで E はフレート・カソード間に外から加えた電圧 E_b と、接触電位差 E_c より成っているから、

$$\log I_b = \log G + \frac{3}{2} \log (E_b + E_c) \dots\dots\dots (1-17)$$

従つて、整流管について、 E と I_b を $\log\text{-}\log$ にプロットして、その傾斜が $\frac{3}{2}$ になれば、Langmuirの法則が成立するわけで、A. P. Kaufmann⁽¹⁻⁶⁾氏によれば、 E_c の値は実験的に約+1.0Vで、この時、 E と I_b の $\log\text{-}\log$ の傾斜は、大体正確に $\frac{3}{2}$ になることが報告されている。

そこで、(ノ-14)式で正確にパービアンスを計算し得るかどうかを知るために、次の方法で計算を行ない実測値と比較した。

1. 規格表で与えられた E_{td} と I_{dc} から、 E_c を無視して(ノ-10)式より「規格値におけるパービアンス」を計算する。
2. 一方、筆者のいる量産工場で、生産された整流管の生産期毎(一生産期は数千乃至数万本)に5~15本の試料を抜き取つて、 E_{td} と I_{dc} を計量し、その平均値の総平均より E_c を無視して、パービアンスを求め、実測値とした。
3. 一方、これらを生産した時の設計寸法を用いて、カソードの収縮を20%、 L_c にはカソードの吹付長さを採用して、(ノ-14)式に代入してパービアンスを求め、「パービアンスの計算値」とした。
4. ここで E_c を無視したのは、ノ及び2の値は同一条件になること、一般に E_{td} は20~30Vで、 E_c の影響が少ないこと等のため、これによる誤差は比較的少ない。

この方法により求めた値を示すと第ノ-3表になる。

計算値と実測値の比は92~107%の範囲で、計算誤差、検用部品の精度、 E_{td} の測定誤差等を考えると、非常によく一致している。従つて(ノ-14)式は十分の精度を有しており、この式からパービアンス、あるいは逆に所要のパービアンスを与える電極寸法を正確に設計できることがわかる。

第 1-3 表

パービアンスの実測値と計算値の比較

品 種	E_{td} より求めた G の規格値 ($\mu A/V$)	神戸工業球の G の実測値 ($\mu A/V$)	(1-14)式による G の計算値 ($\mu A/V$)	G の計算値と 実測値の比 (%)
5M-K9	834	970	970	100
5V4-G	1.450	1.820	1.660	92
6AX4-GT	1.370	1.410	1.360	97
6W4-GT	2.680	2.310	2.290	99
6X4	675	580	620	107
12G-K17	2.800	2.680	2.580	97
19A3	2.560	2.410	2.330	97
35W4	2.620	2.780	2.810	101
6AU4-GT	2.800	3.040	3.150	104

1.4 外部附加インピーダンス Z_p の影響

1.2節で述べた通り整流管の電流密度を決める \hat{I}_0 及びプレート損失は、 Z_p の値によって変化し、この Z_p は(1-2)式で、整流回路に使用するトランスの直流抵抗によって決定される。そこで同一整流出力電流 I_0 で動作させても、 Z_p の値により、整流管の動作は変化するから、これを知るために、5R-K16 について、

$R_L = 2200 \Omega$, $C_L = 50 \mu F$ において $I_0 = 150 mA$ 一定として、 Z_p を 278Ω より 110Ω まで変化させた時の E_{pp} を測定して、 \hat{I}_0 及び P_p を計算した結果を第 1-4 表に示す。⁽¹⁻⁷⁾

この表からわかる通り、 \hat{I}_0 の値が可成り大巾に変化し、これに伴

第ノ-4表 5R-K16 の Z_p の影響

項 目 $Z_p (\Omega)$	278	200	150	110
E_{pp} の測定値 (V)	353	335.5	325	313.5
η (%)	66.1	69.5	71.8	74.8
\hat{I}_0 / I_0	5.8	6.1	6.4	6.8
\hat{I}_0 (mA)	435	457	480	510
P_p (W)	2.555	2.64	2.735	2.835

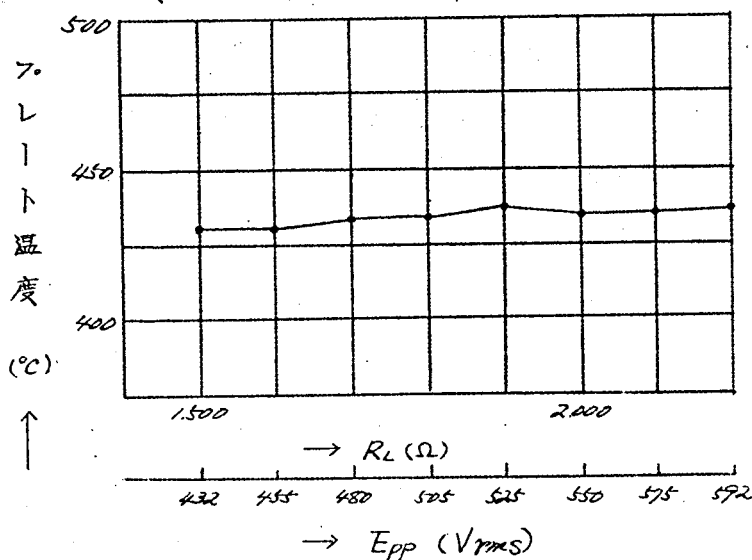
つて P_p も増加している。そこで、普通の整流回路に使われている市販トランスのノ次・2次巻き線の抵抗値を測定して、(ノ-2)式より Z_p を計算した値を第ノ-5表に示す。従って、整流管設計の際、公表されている定格条件での Z_p と、実際に使用される Z_p の値に差のある場合、例えば、5AR4, 5R-K16等では、これにより、 \hat{I}_0 , P_p の値に差を生ずることに注意しなければならない。

第ノ-5表 市販トランスの Z_p の値

項 目 定格出力電流 (71A)	150	200	250		300	
製造メーカー	T 社	U 社	T 社	U 社	T 社	U 社
$Z_{prim} (\Omega)$	138	1.2	0.665	1.1	0.498	0.45
$Z_{sec} (\Omega)$	87	72.5	50	55.5	38.5	63
E_{pp} (V)	380x2	400x2	500x2	480x2	500x2	500x2
$Z_{p/plate} (\Omega)$	107	86.5	76.5	80.7	50	68.7

次に、5U4-GBについて、 $E_f = 50V$, $I_0 = 300mA$, $C_L = 10\mu F$ において、 Z_p を一定にして、 R_L と E_{pp} の組合わせを変化した時のプレート温度をノ-3節 (b) と同じ方法で測定して Fig. 1-6 に示す。

Fig. 1-6 Z_p, I_o 一定の時のフレート温度
(5U4-GBの R_L, E_{pp} を変化した場合)



このデーターからわかる通り、 E_{pp} と R_L は変化しても、 Z_p と I_o が一定であれば、フレート温度、従ってフレート損失 P_p は変化せず、 \hat{I}_o, \hat{e}_d も変化しない。

なお、動作中のバルブ温度も測定したが、これは第3章3・2節「バルブ温度」のところまで一括して論ずることとし、ここでは省略した。

1.5 整流管の動作例

整流管の動作例を知るために、現在広く利用されている代表的整流管ノフ品種をえらんで、CES条件における G, Z_p, I_o, P_p 等のフレート当たりの値を計算して、第1-6表に示した。この中にはCES条件の C_L の小さいものがあつて、精度は少し低いものも含まれている。

この表で $\hat{I}_{o\max}$ はスイッチを入れた瞬間に、コンデンサを充電する

ために流れる瞬間最大電流で、整流能率 η と Z_p , R_L の大小によって左右されるが、ここでは C_L が相当大きい場合について、A.P. Kaugmann⁽¹⁻²⁾氏が示したカーブより求めた値を示した。

又、 \hat{I}_0/W_f 及び \hat{I}_{0max}/W_f は、 \hat{I}_0 及び \hat{I}_{0max} をヒータパワー W_f で割った値 $mA/matt$ である。一般にカソード温度は、カソードの単位面積当たりのヒータ入力で左右される。

一方、電流密度は、 \hat{I}_0 又は \hat{I}_{0max} をカソードの有効面積で割った値 mA/cm^2 であるから、 \hat{I}_0 又は \hat{I}_{0max} と W_f を一定とすると、カソード温度と電流密度は相反する因子になり、 \hat{I}_0/W_f 及び \hat{I}_{0max}/W_f はその整流管のカソードの能率に相当する値を表わしている。

第ノ-6表で、 \hat{I}_0/W_f を見ると、傍熱型の整流用8品種は、115~170 mA/W 、平均値136 mA/W 、ダンパー用の4品種は90~130 mA/W 、平均値104 mA/W で、少し低くなっている。又、直熱型の5品種は、5R4-GY(208 mA/W)を除けば、85~136 mA/W 、平均値106 mA/W で、傍熱型に比べると可成り低い値を示している。ここで、19A3, 5R-K16, 5AR4の3品種は、欧州系受信管で、アメリカ系の他の品種に比べて \hat{I}_0/W_f が大きくなっている点は注目に値する。

又、 \hat{I}_{0max}/W_f は Z_p の値で左右され、一概に言えないが、特定の2~3品種を除いては400~800 mA/W 程度で、この値の大きいものは使用時の C_{en-off} に対し注意が必要である。

なお、第ノ-6表には第3章でのべるプレート温度を決定する因子として、全損失 $(P_p + W_f)$ (プレート当たりの値)を示した。

第1-6表

各種整流管の動作例

項目 品 種	外 形	型式 種 類	E_f (V)	I_f (A)	W_f (W)	E_{PP} (V)	R_L (Ω)	C_L (μF)	I_o (mA)
5V4-G	ST-45	I.FW	5.0	2.0	10.0	425	2300	8	190
6X4.6X5-GT	7MT.GT	I.FW	6.3	0.6	3.78	400	5700	8	75
35W4.35Z5GT	7MT.GT	I.HW	35.0	0.15	5.25	130	1050	40	110
5M-K9.80HK	7MTST-8	I.HW	5.0	0.6	3.0	350	5700	8	60
25M-K15	7MT	I.HW	25.0	0.15	3.75	130	2050	40	70
19A3	7MT	I.HW	19.0	0.15	2.85	127	2000	100	70
5R-K6.6CA4	9MT	I.FW	5.0 6.3	1.2 1.0	6.0 6.3	350	2200	50	150
5AR4	T-32	I.FW	5.0	1.9	9.5	450	1800	12	250
6W4-GT	G T	I.HW	6.3	1.2	7.56	350	2500	20	125
6AX4-GT	G T	I.HW	6.3	1.2	7.56	400	3100	20	125
6AU4-GT	G T	I.HW	6.3	1.8	11.34	400	2000	20	190
12G-K17	G T	I.HW	12.6	0.6	7.56	400	2100	20	175
5U4-GB	T-38	DFW	5.0	3.0	15.0	550	1950	10	300
5U4-G.5Z3	ST-50	DFW	5.0	3.0	15.0	500	2000	4	250
5Y3-AT.80	ST-38	DFW	5.0	2.0	10.0	400	2750	4	140
5R4-GY	ST-50	DFW	5.0	2.0	10.0	850	3500	4	275
12F.	ST-38	D.HW	5.0	0.5	2.5	300	8000	4	40

*印はプレート当たりの値を示す。

E_{td} (V)	I_{dc} (mA)	G ($\mu A/V$)	η (%)	\hat{I}_0^* (mA)	Z_p^* (Ω)	P_p^* (W)	\hat{I}_{0max}^* (A)	\hat{I}_0/W_t^* (mA/W)	\hat{I}_{0max}/W_t^* (mA/W)	$P_p+W_t^*$ (W)
25	175	1450	73	608	180	447	285	122	570	947
22	70	675	75.5	255	339	164	131	134	1430	3.53
18	200	2620	63	594	52	343	198	114	480	8.68
1725	60	834	69.2	360	286	288	144	120	480	5.88
8	70	3100	78	480	243	169	35	128	940	5.44
9	70	2560	78	480	156	191	44	168	1440	4.76
20	150	1675	66.7	430	290	255	143	143	476	5.55
27	250	1785	70.7	775	166	60	325	164	683	10.75
21	250	2680	63.3	689	207	433	225	91	298	11.89
32	250	1370	68.6	740	182	695	288	98	380	14.51
25	350	2800	67.2	1100	120	8.5	39	97	345	19.84
25	350	2800	65.1	980	1515	7.3	33	130	436	14.86
50	275	770	75.3	1020	72	15.2	60	136	800	22.7
58	225	507	70.5	720	112	13.25	375	96	670	20.75
60	125	270	68.1	443	115	7.84	19	84	380	12.84
67	250	455	80.3	1042	603	20.2	8.7	208	1.740	25.2
16.5	40	596	75.2	272	165	1.99	22	109	880	4.49

1.6 整流管の設計基準及び設計例

以上のべた計算結果及び筆者が各種整流管を設計、製造したデータより、製造技術上の問題も含めて、防熱型整流管設計に関する基準を考察すると、次の通りである。

(a) カソード温度

カソード温度はカソード単位面積当たりのヒータ入力 W/cm^2 で近似値を知ることができるが、従来アメリカ系真空管では $24 \sim 28 W/cm^2$ にえらばれていた。勿論、カソードの大小、電流密度等によっても左右されるもので、電流密度の大きい時は、カソード温度も高く設計しなければならない。最近、カソードに関する材料、製造技術が進歩し、低いカソード温度でも十分エミツションが得られるので、整流用として

カソード単位面積当たりヒータ入力 $2.0 \sim 2.3 W/cm^2$ 程度にえらぶのが適当である。又、ダンパー管で $1.7 \sim 1.8 W/cm^2$ のものを設計、製作して、よい結果を得ている例もあるので、整流用として $1.8 W/cm^2$ まで実現の可能性はある。

(b) 電流密度

整流管では尖頭整流出力電流 \hat{I}_o の電流密度 mA/cm^2 を考えればよい。この値は、従来ものは整流用で $350 \sim 650 mA/cm^2$ であったが最近、欧州系真空管では $450 \sim 600 mA/cm^2$ にえらばれている。

筆者の見解では

単位面積当たり \hat{I}_o/cm^2 :	標準値	$350 mA/cm^2$
	最大値	$500 mA/cm^2$

程度が適当である。

(c) 単位ヒータ入力当たりの電流値

第ノ一表でのべた \hat{I}_0/w_f の値を考えて見よう。変圧管のカソードは、上下部をマイカで保持しているので、有効に利用できる部分は、常にカソードの全長より短い。この比はカソード長さの大小、設計等によっても変化するが、一般に75~85%程度であるから、これを80%とすると、有効に利用できるカソード面積当たりのヒータ入力、この分だけ(a)にのべた W/cm^2 より大きくなる。

今、単位面積当たりヒータ入力を22 W/cm^2 とすると、有効面積当たりは2.75 W/cm^2 である。そこで、この時(b)の電流密度 \hat{I}_0/cm^2 の標準値350 mA/cm^2 では、 \hat{I}_0/w_f は127 mA/w 、最大値500 mA/cm^2 では182 mA/w となり、ノ・五節でのべた傍熱型整流用の115~170 mA/w 、平均値136 mA/w ともよく一致している。

(d) フレート温度

フレート温度は第3章3・3節で論じるが、整流管はフレートの温度が上昇すると、ガスを放出して真空度が低下し、スパーク等を起こして致命的欠陥となるので、

動作中のフレート温度 450°C Max

にえらぶのが適当である。

このためにノ・3節(b)でのべた近似法により、単位面積当たりのフレート損失 W/cm^2 を

標準値 0.6 W/cm^2 , 最大値 1.0 W/cm^2

にえらばよい。

(e) バルブ温度

バルブ温度は第3章で論じるが、動作中250°C Max、普通200°C以下が望ましい。バルブ温度はその長さによっても変化するが、これを200°C以下にするためには、全損失 $(P+W_f)$ の値は、

クピンMT管 12 watt 以下

9ピンMT管 17 " "

G T 管 22 " "

ST-50管 45 " "

にしなければならない。

(f) 電 極 間 隔

電氣的要素の他、耐圧、製造技術、部品の精度等よりカソード・プレート間、プレート相互間等の間隔には一定の制限がある。この内、カソード・プレート間は主として部品精度の点より 0.5 mm 以上が望ましいが、最近の技術の向上により、 0.4 mm Mil でも量産可能と考えられる。又、プレート相互間の他、すべての部品間は、主として耐圧の点よりあらゆる点で、 1 mm 以上の間隔を有するように設計しなければならない。

今までのべた計算方法及び設計基準を用いた設計法の一例として、5R-K16 の設計例をのべる。

5R-K16 の CES 規格

外 形： 9ピンMT 全長 78.0 mm Max

用 途： 両極整流 $E_f = 5.0\text{ V}$ $I_f = 1.2\text{ A}$

$E_{pp} = 350\text{ V}$ $R_L = 2200\Omega$ $C_L = 50\mu\text{F}$ において

$I_o = 150\text{ mA}$

但し、 $I_{dc} = 150\text{ mA}$ を流した時、 $E_{fd} = 20\text{ V}$ になる受信管を標準にして、 $I_o = 150\text{ mA}$ になるように Z_{dp} を調整した全波整流回路を用いる。

1. カソード表面積の計算： ヒータ入力は $5.0 \times 1.2 = 6.0\text{ watt}$

この品種は 6×4 と同様、カソードは共通で、プレートのみ2つに

分かれた両液整流管である。設計基準 (a) に従い、カソード単位面積当たりヒータ入力を 2.1 W/cm^2 とすると、カソードの表面積は $69/2.1 = 286 \text{ cm}^2$ となる。

2. スリーフの設計: 全長 78 mm Max より、バルブの有効長は、約 $60 \sim 62 \text{ cm}$ である。従って、スリーフの長さは 40 mm Max になる。この時のスリーフの直径 $= 2.28 \text{ mm}$ 、これを 2.30 mm として単位面積当たりヒータ入力は 2.08 W/cm^2 になる。

3. パービアンス、*頭整流出力電流、及び外部附加インピーダンス: 第1-6表より E_{td} と I_{dc} よりパービアンスは $G = 1.675 \mu\text{A/V}^{1/2} \hat{I}_0 = 430 \text{ mA/plate}$ 、 $Z_p = 290 \Omega$ である。

4. 電流密度及びカソードの設計: カソードの吹付部直径は排気後 2.40 mm とする。設計基準 (b) より \hat{I}_0/cm^2 を 350 mA/cm^2 とすると、所要カソード面積は $1.23 \text{ cm}^2/\text{plate}$ 、スリーフの有効に利用出来る長さの割合を 85% として、 $40 \times 0.85 = 34 \text{ mm}$ 。ユニット1と2のフレート中央部の間隔は、設計基準 (f) より 1.5 mm にとつて、カソードの吹付長さはユニット毎 15.5 mm になる。この時、カソード有効面積 $= 1.12 \text{ cm}^2$ 、 $\hat{I}_0/\text{cm}^2 = 384 \text{ mA/cm}^2$ である。

5. フレートの内径: $G = 1.675 \mu\text{A/V}^{1/2}$ を与えるフレートの内径は、 $2R_p = 3.33 \text{ mm}$ 、 $2R_c = 2.40 \text{ mm}$ とすると、 $\frac{R_p}{R_c} = 1.385$ より、 $\beta^2 = 0.0820$ 、従って (1-14) 式より、 $G = 1.670 \mu\text{A/V}^{1/2}$ となる。この時のフレート・カソード間の間隔は 0.465 mm で、設計基準 (f) を満足する。

6. フレート損失及びフレートの設計: 第1-6表より $P_p = 2.55 \text{ W}$ 。フレート当たりヒータパワー $W_p/p = 3.0 \text{ W}$ より $(P_p + W_p/p) = 5.55 \text{ W/plate}$ 。設計基準 (d) より、単位面積当たりの損失を 0.6 W/cm^2 とすると、所

ク. バルブ温度: 全損失は $2P_p + W_f = 11.1 \text{ W}$ で、設計基準 (c) の 9MT 管 1 W 以下である。

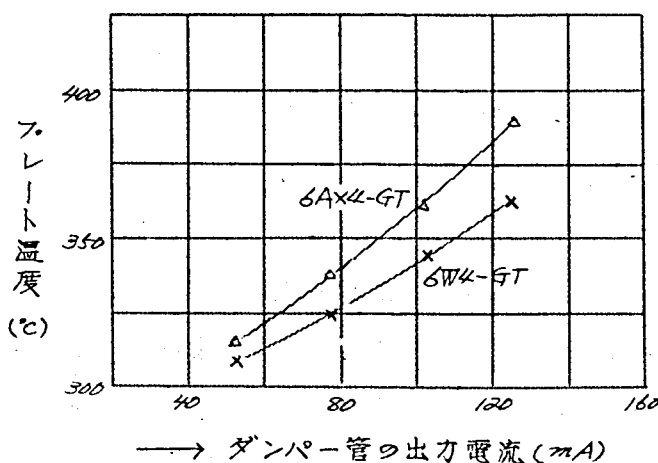
1.7 ダンパー管の動作条件と設計例

Fig. 1-7 ダンパー回路の一例



ダンパー管の代表的な使用回路を Fig. 1-7 に示す。フレート損失を知るために 6W4-GT, 6AX4-GT について、1-3 節 (b) と同じ方法で試作球を作り、ダンパー回路に入れ、直流供給電圧 E_{bb} をかえて、ダンパー管に流れる電流を変化させた場合のフレート温度を測定し、Fig. 1-8 に示した。(3~5 本の平均値) この結果と Fig. 1-5 (a)

Fig. 1-8 ダンパー用におけるフレート温度



及び Fig. 1-5 (b) より求めた同じ電流に相当する整流用の場合のフレート損失を比較すると、6W4-GT, 6AX4-GT 共に、

$$\frac{\text{ダンパー用におけるフレート損失}}{\text{整流(半波)用におけるフレート損失}} = 50 \sim 60 \%$$

の関係が成立することがわかる。

ダンパー用に使用した場合の理論的解析は、O. H. Schade 氏によって行なわれているが、フレート損失 P_{p2} は、

$$P_{p2} = 0.18 \hat{i}_{p2} \cdot \hat{e}_{p2} \quad (1-18)$$

で表わされている。但し、 \hat{i}_{p2} 及び \hat{e}_{p2} はダンパー管に流れる尖頭値電

流及び尖頭直管内電圧を示している。一方整流用のフレート損失は、
(1-12)式で表わされる。

ダンパー管の \hat{i}_{p2} はSchade氏により、平均直流電流の約3倍とい
われているが、整流用の尖頭値電流は第1-6表からわかる通り約5.8
倍(6W4-GT, 6AX4-GTの場合)である。 \hat{I}_0 と \hat{e}_d , \hat{i}_{p2}
と \hat{e}_{p2} の間には(1-11)式の関係が成立するから上にのべた関係を代
入すると、

$$\frac{P_{p2}}{P_p} \approx 0.42 \quad (1-19)$$

となり、実測値の50~60%より少し低目の値になる。

これはダンパー管の波形が複雑で、Schade氏の解析にも多数の仮
定が含まれていること、フレート損失の実測はヒータパワーも含めたフ
レート温度で、ヒータよりの熱損失は一定として求めていること等によ
る誤差と考えられるが、設計に当たって、フレート損失を整流用の場合
の60%と考えれば十分である。

ダンパー管はフレート損失と電流密度は、整流用に比べて低いが、P
-K間の逆耐電圧の高いこと、H-K間に高圧が加わるために、屢々ヒ
ータ、インシュレータ等を利用せねばならないこと、従つて、絶縁には
特に注意しなければならないこと等の特殊な設計が必要である。

ダンパー管の設計法の一例として、12G-K17の設計例をのべる。
12G-K17のCES規格は次の通りである。

外形: GT管 $E_f = 12.6V$ $I_f = 0.6A$

平均出力電流 = 175mA

整流用を使用する時は $E_{pp} = 400V$, $R_L = 2100\Omega$ $C_L = 20\mu F$.

$I_0 = 175mA$.

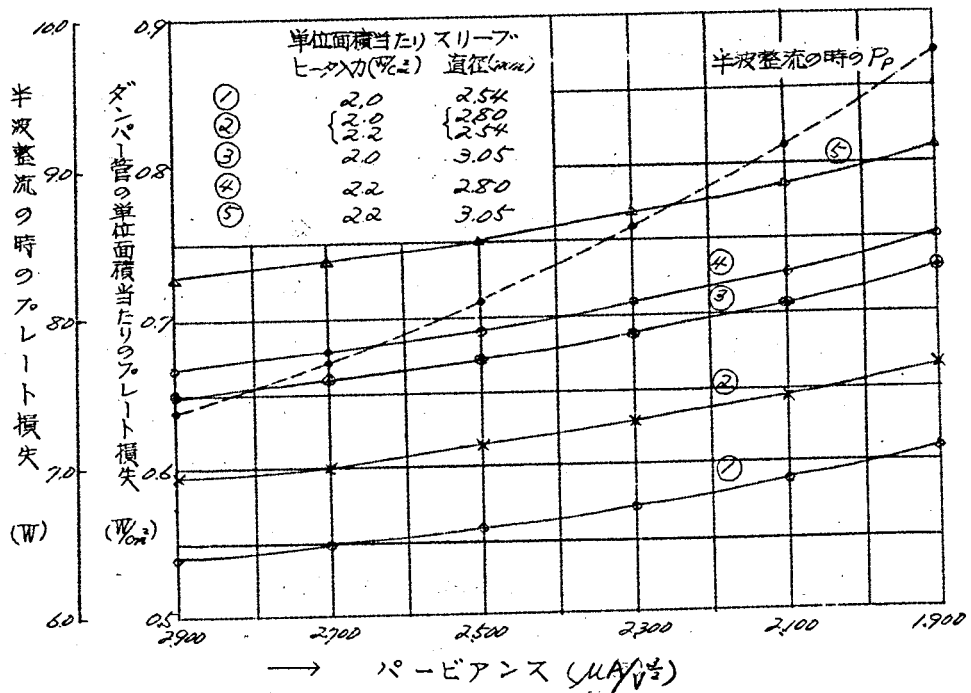
但し、 $I_{pc} = 350 \text{ mA}$ 、流した時 $E_{cd} = 25 \text{ V}$ になるような受放管を標準にして、 $I_0 = 175 \text{ mA}$ になるように Z_p/p を調整した半波整流回路を用いる。

半波整流用としての設計法は、省略して結果のみを述べ、ダンパー管の特殊条件について考える。

1. カソード単位面積当たりヒータ入力が一定の時、スリーブ直径を太くして短くする場合と、細くして長くする場合がある。ダンパー管では耐圧の点より P-K 間隔はできるだけ大きいこと、ヒータ、インシュレータを用いるのでスリーブ直径は太い方が望ましいので、この組み合わせを検討した。

2. ヒータ入力は 2.0 W/cm^2 及び 2.2 W/cm^2 、スリーブ直径を 254 mm 、 280 mm 、 305 mm にした時、P-K 間隔を 0.55 mm 及び 0.60 mm に仮定して、スリーブ長さ、カソードの吹付長さ、フレート全表面積、半波整流用に用いた時の電流密度 \hat{I}_0/cm^2 を第 1-9 表に示した。パリアンス η を変化した場合、ダンパー管としての単位面積当たりのフレート損失 $(P_{p2} + W_f)/\text{cm}^2$ 、及び半波整流に用いた時のフレート損失の値を Fig. 1-9 に示した。ここで、フレートの全表面積は、フレートの巾 224 mm 一定、有効長さはスリーブ長より 4 mm 短いとして計算した。

Fig. 1-9 パービアンスとフレート損失



第1-7表 カソードの設計による動作条件の変化

単位面積当たり ヒータ入力 (W/cm^2)		2.2 W/cm^2			2.0 W/cm^2		
項 目	スリーブ直径 (mm)	2.54	2.80	3.05	2.54	2.80	3.05
	スリーブの長さ (mm)	43	39	36	47	43	39.5
カソードの吹付長さ (mm)		35	31	28	35	31	28
フレート全表面積 (cm^2)		20.2	18.0	16.6	22.1	20.2	18.5
パービ アンス	P-K 0.55mm	2960	2820	2710	3300	3180	3050
	P-K 0.60mm	2570	2450	2330	2870	2760	2630
\hat{I}_0/cm^2 (半波整流の時)		367	380	385	330	334	340

3. これらの結果から、 G の値は大きい方がフレート損失は少ないが、

Fig. 1-9に示す通り、その傾斜はゆるやかである。又、フレート損失、電流密度の点では同一 W/cm^2 のヒータ入力に対して、スリーブ直径が小さく、スリーブ長さの長い方が有利であるが、ヒータ、インシュレータを使用する点からは不利である。又、 $P-K$ 間耐圧の点から $P-K$ 間隔はできるだけ広く、ここでは $0.60mm$ の方が望ましい。

4. これらの点を総合して、12 $G-K$ / Γ には、次の設計を採用した。

単位面積当たりヒータ入力： $2.0 W/cm^2$ 、スリーブ直径： $2.80 mm$ 、所要パービアンス（CES規格より）： $2800 \mu A/V_{1/2}$ として、カソード吹付厚さ： $286mm$ 、有効長さ： $34mm$ 、フレート内径： $4.08mm$ 、 $P-K$ 間隔： $0.605mm$ 。この時（1-14）式によるパービアンス： $2.580 \mu A/V_{1/2}$ 、実測の E_{td} より計算したパービアンス： $2680 \mu A/V_{1/2}$ である。

又、フレート表面積： $21.8 cm^2$ 、半波整流の時の $(P_p + W_f) W/cm^2$ ： $0.683 W/cm^2$ 、ダンパー管の時の $(P_p + W_f) W/cm^2$ ： $0.55 W/cm^2$ 、半波整流の時の電流密度 \hat{I}_0/cm^2 ： $337 mA/cm^2$

となり、ダンパー用としても、又、半波整流用としても適当な値を与えている。

第2章 3極管特性の計算

2.1 緒 論

3極管特性のうち フレート電流 I_b の基本式は、静電的に

$$I_b = G \left(-E_c + \frac{E_b}{\mu} \right)^2 \quad (2-1)$$

但し、 G : パービアンズ E_c : グリッドのバイアス電圧

E_b : フレート電圧 μ : 定数 μ : 増巾率

で表わされる。

従つて、3極管を設計する場合、或る与えられた動作条件 (E_c, E_b) において、フレート電流 I_b 、相互コンダクタンス G_m がいくらになるか、あるいは逆に与えられた動作条件で、所要の I_b 、 G_m を得るには、 μ 及び G はいくら必要で、その μ 、 G を得るにはカソード・グリッド、フレート等の電極寸法を如何にすべきかを知らなければならない。

又、4極管、5極管等を設計する場合も、先ず3極管接続した時に流れる電流 I_k 、すなわち、フレート電流 I_b と第2グリッド電流 I_{c2} の和を求めて、電流分配及び陽極特性の理論式で第2グリッド以降の特性を計算すればよい。

これらに関して内容梗概でも述べた如く、*Langmuir* 以来多くの人達により研究されているが、具体的に受信管の設計に適用した場合、必ずしも満足した結果が得られていない。

そこで、筆者は μ に代つて、楕円グリッドを有するものでは、共焦点楕円系に置換して後、等角変換を用いる方法で新しい計算式を確立した。又、平行平面電極及び *Formed Round* グリッドを有する3極管で

は小池氏の式を用いて代表的十数品種について求めた計算値と実測値を比較して、前者は「グリッドのピッチとグリッド・カソード間の距離の比」、後者は「フレートの内径とグリッドの内径の比」による補正係数で簡単、且つ、正確に計算し得ることを確かめた。

次に(2-1)式は静電的な式で、 μ は理想的な電極構造では $\frac{3}{2}$ になることが⁽²⁻¹⁾Langmuirにより確かめられ、「Langmuirの $\frac{3}{2}$ 乗則」といわれているが、実際の受信管は種々の電極構造を有し、電子密度が不均一のために必ずしも $\frac{3}{2}$ にはならない。又、括弧内には接触電位差、初速度等による影響が加わる。

これに対する研究は余り行なわれていないが、筆者は $\mu = \frac{3}{2}$ と仮定したこと、及び簡単な等価三極管の式を用いた影響、先につべた接触電位差等を一括した補正電圧 ΔE_c の考え方を導入して、既存の受信管のデータより、増巾率により共通の補正電圧の存在することを確認、これを用いた三極管特性の計算方法と計算例をつべた。又、パービアンスも、設計寸法より求めた計算値と、 $\mu = \frac{3}{2}$ と仮定した時の値との比は、「グリッドのピッチとグリッド・カソード間の距離の比」との間に一定の関係が成立することを示した。

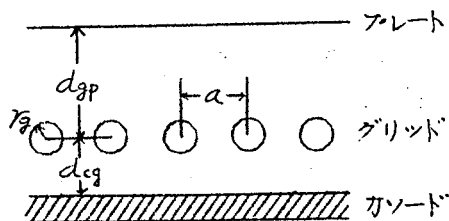
説明の便宜上、今までに発表された主な理論式を一括のべる。 μ の理論式はFig. 2-1 (a) に示す平行平面電極と、(b) に示す円筒電極に対し、静電的に求めたもので、理論の出発点により、3つに大別される。ここで用いた記号は次の通りである。

d_{cg} : グリッド (グリッドワイヤーの中心) カソード (吹付表面) 間の距離

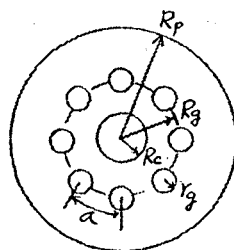
d_{gp} : グリッド (グリッドワイヤーの中心) フレート (多極管では G_2 のグリッドワイヤーの中心) 間の距離

Fig. 2-1

(a) 平行平面電極



(b) 円筒電極



(螺旋状グリッドの場合も同じ)

$2r_g$: グリッドワイヤーの直径

a : グリッドのピッチ

S : 遮蔽率 $S = \frac{2r_g}{a}$

R_g : グリッドの半径 (グリッドワイヤーの中心までの距離)

R_p : プレートの半径 (多極管では G_2 のグリッドワイヤーの中心までの距離)

μ_p : 平行平面電極の μ

μ_c : 円筒電極の μ

(a) 等角変換による式

1920年、R. W. King によりはじめられ、1924年 Vodges & Elder により示されたもので、Z平面のグリッドの区間及びそのコンポネントを

$$\left. \begin{aligned} W &= \frac{a}{2\pi} \log_e Z \\ u &= \frac{a}{2\pi} \log_e \rho \quad \text{又は} \quad \rho = e^{\frac{2\pi u}{a}} \\ v &= \frac{a\theta}{2\pi} \quad \text{又は} \quad \theta = \frac{2\pi v}{a} \end{aligned} \right\} \quad (2-2)$$

で表わし、カソード、グリッド、プレートを W平面でそれぞれ円に変換し、線電荷より静電場を求める方法で、主な式は次の通りである。

○ Vodges & Elder の式⁽²⁻²⁾ (平行平面電極)

$$\mu_p = \frac{\frac{2\pi d_{gp}}{a}}{\log_e \coth \pi S} - \frac{\log_{10} \cosh \pi S}{\log_{10} \coth \pi S} \dots\dots\dots (2-3)$$

同 上 (円筒電極)

$$\mu_c = \frac{\frac{2\pi R_2 \log_{10} \frac{R_p}{R_2} - \log_{10} \cosh \pi S}{a}}{\log_{10} \coth \pi S} \dots\dots\dots (2-4)$$

但し、(2-3)(2-4) 式共に

$$\frac{d_{gp}}{a} \geq 1, \quad S \leq 0.16, \quad \frac{a}{d_{cg}} \leq 1$$

この理論は1939年、*Fremlin*により、波形電界効果 (*Insel-bildung*) のある場合に展開されて (2-5) 式となった。

○ *Fremlin* の式⁽²⁻³⁾ (平行平面電極)

$$\frac{1}{\mu_p} = \frac{\frac{a}{4\pi d_{cg}} \log_e \left\{ 1 + \frac{\sinh^2(\frac{2\pi d_{cg}}{a})}{\sin^2(\frac{\pi R_2}{a})} \right\} - \frac{d_{cg}^2}{(d_{cg} + d_{gp})^2}}{\frac{\sinh(\frac{2\pi d_{cg}}{a})}{\cosh(\frac{2\pi d_{cg}}{a}) - \cos(\frac{2\pi y}{a})} - \frac{d_{cg}}{(d_{cg} + d_{gp})}} \dots\dots\dots (2-5)$$

$$\text{但し、} \frac{d_{gp}}{a} \geq 1, \quad S \leq 0.1, \quad \frac{a}{d_{cg}} \leq 2.5$$

この理論系はこの他、*W. Schottky, Chaffee* (1927年)。

W. G. Dow (1937年)、小池等によって論じられている。

(b) 鏡像による理論

鏡像の原理を利用したもので、遮蔽率の高い時について、1934年 *F. Ollendorf* により発表され、更に1938年 *V. L. Oertel* の式が与えられた。

(2-4)
○ *Ollendorf* の式 (平行平面電極) 第2近似式

$$\mu = \frac{\frac{2\pi d_{gp}}{a} - \frac{\frac{1}{2}(\pi S)^2}{1 + \frac{1}{12}(\pi S)^2}}{-\log_e(\pi S) + \frac{\frac{1}{6}(\pi S)^2}{1 + \frac{1}{12}(\pi S)^2}} \dots\dots\dots (2-6)$$

$$\text{但し, } \frac{d_{gp}}{a} \geq 1, \quad S \leq 0.33, \quad \frac{a}{d_{cg}} \leq 1.0$$

○ Oertel の式 ⁽²⁻⁵⁾

$$\mu = \frac{\frac{2\pi d_{gp}}{a}}{\log_e \frac{1}{\pi S} + \left(\frac{\pi S}{2}\right)^2} \dots\dots\dots (2-7)$$

$$\text{但し, } \frac{d_{gp}}{a} \geq 1, \quad S \leq 0.20, \quad \frac{a}{d_{cg}} \leq 2.0$$

これに対し、和田氏は Oertel の式を拡張したが、非常に複雑で数値計算が困難であったので、小池、山中氏 ⁽²⁻⁷⁾ は、この和田の式を簡略化して次の式を発表した。

○ 小池氏の式 (平行平面電極)

$$\mu = \frac{\frac{2\pi d_{gp}}{a}}{F(S)} \dots\dots\dots (2-8)$$

$$\text{ここで, } F(S) = \log_e \frac{1}{\pi S} + \frac{(\pi S)^2}{4} \left\{ 1 - \frac{(\pi S)^2}{12} \right\}$$

$$\text{但し, } \frac{d_{gp}}{a} \geq 1, \quad S \leq 0.5, \quad \frac{a}{d_{cg}} \leq 2.5$$

同 上 (円筒電極)

$$\mu = \frac{\frac{2\pi R_g}{a} \log_e \frac{R_p}{R_g}}{F(S)} \dots\dots\dots (2-9)$$

但し、 $F(S)$ は (2-8) 式に同じ。

ここで、 $F(S)$ に数値表が与えられているので、(2-8)(2-9) 式は簡単で便利な式である。

(c) Schwarz-Christoffel の変換による理論

14. Kerne によりはじめられ、宇田川氏がこれを拡張したが、余り有力な理論ではない。

2.2 楕円グリッドを有する3極管の増巾率⁽²⁻⁸⁾

2.2.1 緒 言

楕円型グリッドを有する受信管の増巾率 μ を、平行平面電極、円筒電極を有する受信管のように直接計算することは、その形状より困難である。これに対し E. R. Jervie⁽²⁻⁴⁾により提示された *Form factor* といわれる係数を用いて、平行平面と円筒の μ の式から計算する方法があるが、グリッドは楕円形でも、カソードには円形、楕円形、フレートにも円形、平行平面フレート、あるいは多極管の第2グリッド G_2 の如く楕円形のものもあり、種々雑多で到底満足な結果は得られないと思われる。一方、電極を共焦点楕円系に置換すれば、等角変換の理論を利用することができる。S. Deb⁽²⁻⁹⁾と S. Sanyal⁽²⁻⁹⁾はこれとよく似た方法で一部計算しているが、電極間容量より μ を計算しているので、結果的に *Vodges & Elder* の式と同じ形になり、数値計算の結果もはっきりしない。

そこで筆者は、電極系を共焦点楕円系に置換後、等角写像を用いて新しく座標変換を試みると共に、共焦点楕円系に置換する2~3の手続について比較検討を行なった。この結果を利用して代表的な受信管+教員産の電極寸法を代入して数値計算を行ない、実測値と比較した。その結果、電極構造を3つのグループに大別して、それぞれに共通の補正係数が存在し、これを用いて楕円グリッドを有する3極管の μ を正確に計算し得ることがわかった。

2.2.2 共焦点楕円電極の座標変換

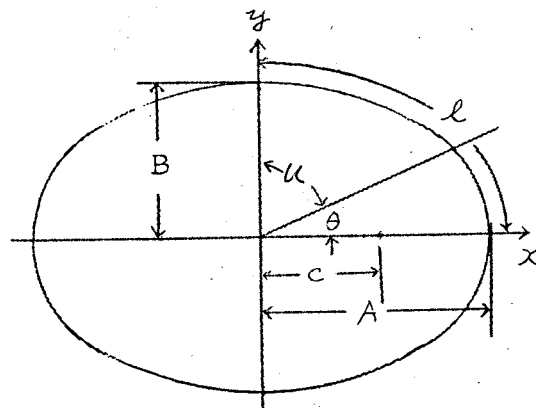
2つの複素平面（Z平面とW平面）を考えると、 $\sin, \sin^{-1}, \sinh, \sinh^{-1}, \cos, \cos^{-1}, \cosh, \cosh^{-1}$ の何れかの函数を用いて、Z平面（又はW平面）上の直線群をW平面（又はZ平面）上の共焦点楕円に写像することができる。そこで、先ず共焦点楕円系電極が存在するとして、これを直線群に変換する方法について述べる。一般に楕円を Fig. 2-2 で表わすと、次の式が成立する。

$$\left. \begin{aligned} \frac{x^2}{A^2} + \frac{y^2}{B^2} = 1 \quad A^2 - B^2 = c^2 \quad (c: \text{焦点}) \\ \frac{A^2 - B^2}{A^2} = e^2 \quad (e: \text{離心率}) \end{aligned} \right\} \dots (2-10)$$

$$\left. \begin{aligned} x = A \cos \theta \quad y = B \sin \theta \\ l = A \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{1 - e^2 \sin^2 u} du \end{aligned} \right\} \dots (2-11)$$

積分は第2種完全楕円積分

Fig. 2-2 楕円の記号



A: 長軸 θ : 離心角

B: 短軸 l : $\frac{1}{2}$ 楕円周の長さ

そこで、Fig. 2-3に示すように、Z平面で共焦点楕円電極を有する3極管を考えて、カソード、グリッド、フォレートの長軸をそれぞれ x_k, x_g, x_p 、短軸を y_k, y_g, y_p 、離心率を e_k, e_g, e_p とし、共焦点座標を $(c, 0)$ として

$$Z = C \sin W \quad (2-12)$$

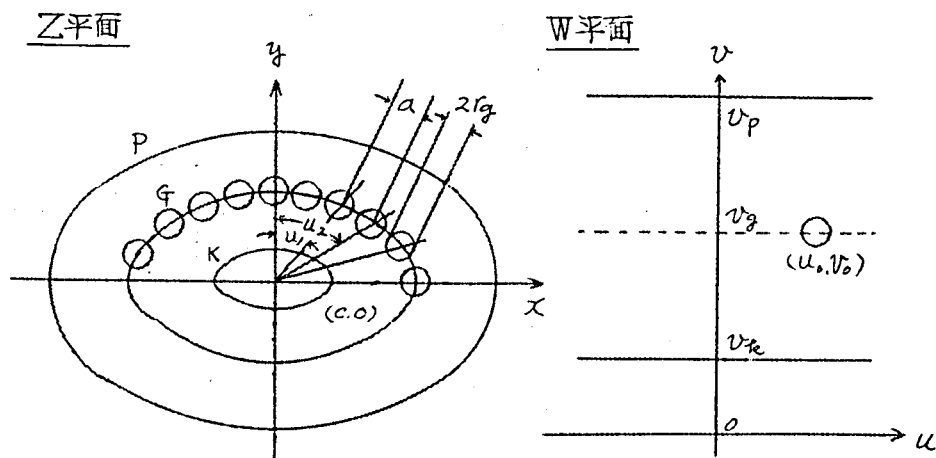
なる変換を行ない、 μ に最も大きな影響を与えるグリッド・フォレート間の距離 d_{gp} の方向、すなわち、 y 軸上の点と考えると、カソード y_k 、グリッド y_g 、フォレート y_p はそれぞれ W 平面上の3つの直線 v_k, v_g, v_p に写像される。今 W 平面の横軸を u で表わすと、(2-12) 式より、

$$\begin{aligned} x + jy &= C \sin(u + jv) \\ &= C \sin u \cosh v + jC \sinh v \cos u \end{aligned}$$

従つて、 $x = C \cosh v \sin u, \quad y = C \sinh v \cos u \quad (2-13)$

$$\frac{x^2}{(C \cosh v)^2} + \frac{y^2}{(C \sinh v)^2} = 1$$

Fig. 2-3 共焦点楕円系の変換図



となり、(2-10)式と比較して、この式は共焦点(±c, 0)を有する楕円を表わす式である。

そこで、(2-13)式よりZ平面の共焦点楕円のカソード(0, y_k)、グリッド(0, y_g)、プレート(0, y_p)はW平面でそれぞれ次の直線表わされる。

$$\left. \begin{aligned} v_k &= \sinh^{-1} \frac{y_k}{c} \\ v_g &= \sinh^{-1} \frac{y_g}{c} \\ v_p &= \sinh^{-1} \frac{y_p}{c} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2-14)$$

次に、グリッドワイヤーの直径2r_gの変換を考える。Fig. 2-3のZ平面に示したように、任意のワイヤーをノットとして、中心の座標を(x₀, y₀)、これに対応するW平面の点を(u₀, v₀)とすると、

$$(x-x_0)^2 + (y-y_0)^2 = r_g^2 \dots\dots\dots (2-15)$$

となり、(2-13)式を代入して、

$$\sinh^2 v + \sin^2 u + \cosh^2 v_0 - \cos^2 u_0 - 2(\cosh v_0 \cosh v \sin u_0 \sin u + \sinh v_0 \sinh v \cos u_0 \cos u) = \frac{r_g^2}{c^2}$$

従って、これを因数分解して、

$$\{\cosh(v-v_0) - \cos(u-u_0)\} \{\cosh(v+v_0) + \cos(u+u_0)\} = \left(\frac{r_g}{c}\right)^2 \dots\dots\dots (2-16)$$

グリッドワイヤーのr_gは、uやvに比べて非常に小さいから

$$v+v_0 \simeq 2v_0 \quad u+u_0 \simeq 2u_0$$

とおくことができる。そこで Taylor 展開を用いて、第2項まで採用し、以下を省略すると

$$\begin{aligned} \cosh(v-v_0) &= \frac{1}{2} \{ e^{(v-v_0)} + e^{-(v-v_0)} \} \simeq \frac{1}{2} (v-v_0)^2 + 1 \\ \cos(u-u_0) &\simeq 1 - \frac{1}{2} (u-u_0)^2 \end{aligned}$$

より、(2-16)式は、

$$\begin{aligned}
 (v-v_0)^2 + (u-u_0)^2 &= \frac{2}{\cosh 2v_0 + \cos 2u_0} \left(\frac{r_g}{c}\right)^2 \\
 &= \frac{1}{\cosh^2 v_0 - \sin^2 u_0} \left(\frac{r_g}{c}\right)^2 \dots (2-17)
 \end{aligned}$$

楕円の長軸 x_g は $u = \frac{\pi}{2}$ の点に相当するから (2-10)(2-13)

式より

$$\cosh v_0 = \frac{x_g}{c} = \frac{1}{e_g}$$

(2-17) 式を (2-15) 式と比較して、右辺を W 平面におけるグリッドワイヤーの半径 R_{gw} とおくと、

$$R_{gw}^2 = \frac{1}{\frac{1}{e_g^2} - \sin^2 u_0} \left(\frac{r_g}{c}\right)^2$$

従って、

$$R_{gw} = \frac{r_g}{x_g \sqrt{1 - e_g^2 \sin^2 u}} \dots (2-18)$$

になる。

次に、遮蔽率 $S = \frac{2r_g}{a}$ を考える。Fig. 2-3 に示した如く、任意のグリッドワイヤー二つをとって、各々の u を u_1, u_2 とすると、その間隔、すなわち、ピッチ A_w は、 W 平面では $(u_2 - u_1)$ になる。従って、この時の遮蔽率 S_w は (2-18) 式を用いて、

$$\begin{aligned}
 S_w &= \frac{2R_{gw}}{A_w} = \frac{2r_g}{u_2 - u_1} \times \frac{1}{x_g \sqrt{1 - e_g^2 \sin^2 u}} \\
 &= \frac{2r_g}{(u_2 - u_1) x_g \left[\frac{\partial}{\partial u} E(u, e_g) \right]} \dots (2-19)
 \end{aligned}$$

但し、 E は第 2 種の不完全楕円積分である。

$u_2 - u_1 = \Delta u$ が小さい場合、 E はこの間 *linear* に変化すると考えられるから、

$$S_w \simeq \frac{2r_g}{x_g \{E(u_2, e_g) - E(u_1, e_g)\}} \dots (2-20)$$

一方、(2-11) 式より、 Z 平面のピッチ a は、

$$\begin{aligned}
 a &= x_g \int_0^{u_2} \sqrt{1 - e_g^2 \sin^2 u} du - x_g \int_0^{u_1} \sqrt{1 - e_g^2 \sin^2 u} du \\
 &= x_g \{E(u_2, e_g) - E(u_1, e_g)\}
 \end{aligned}$$

となるから、(2-20)式は、

$$S_w \approx \frac{2r_g}{a} \quad (2-21)$$

となって、グリッドワイヤーの半径とピッチ A_w が u と共に変化しても遮断率 S_w は殆ど変化しないことがわかる。

W 平面におけるグリッドワイヤーの半径 R_{gw} と遮断率 S_w より、ピッチ A_w は、

$$A_w \approx \frac{a}{2r_g} \times 2 \frac{r_g}{x_g \sqrt{1 - e_g^2 \sin^2 u}} = \frac{a}{x_g \sqrt{1 - e_g^2 \sin^2 u}} \quad (2-22)$$

2.2.4節で数値計算を行なって例を示すように、 W 平面ではグリッドワイヤーの半径 R_{gw} 及びピッチ A_w は u と共に変化して、均一な値にならないことに注意しなければならない。

そこで、ピッチ A_w について平均のピッチ \bar{A}_w を求めた。これは、変換によって楕円の全周が 2π になること、グリッドワイヤーの数は変換後も変わらないことから、

$$\bar{A}_w = \frac{\frac{\pi}{2} a}{x_g \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{1 - e_g^2 \sin^2 u} du} \\ \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{1 - e_g^2 \sin^2 u} du = E\left(\frac{\pi}{2}, e_g\right)$$

$E\left(\frac{\pi}{2}, e_g\right)$ は第2種の完全楕円積分で、函数表で与えられており、これを Fig. 2-4 に示す。そこで、

$$\bar{A}_w = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{a}{e} \quad (2-23)$$

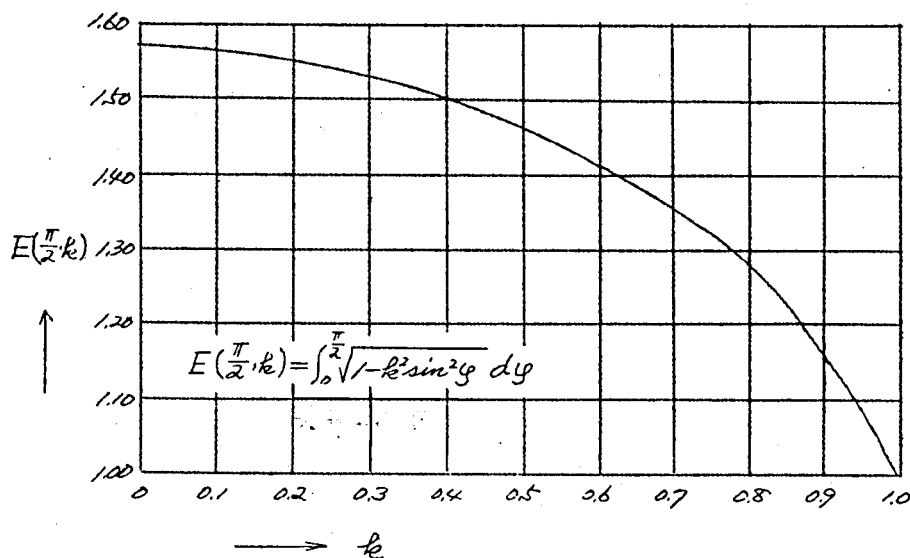
で表わされる。同様にして、

$$\bar{R}_{gw} = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{r_g}{e} \quad (2-24)$$

$$\bar{S}_w = \frac{2r_g}{a} \quad (2-25)$$

になる。

Fig. 2-4 第 2 種 完 全 楕 円 積 分



2.2.3 共焦点楕円系への置換

前節で述べた如く、共焦点楕円系を有する電極構造は、平行平面電極系に変換できる。そこで、グリッドは楕円でもカソードは円形又は楕円形、フレートは円形、平行平面、楕円形等、種々組合わされた実際の受信管の増巾率を計算するには、これを先ず共焦点楕円系に置換しなければならない。この置換に当たって、

1. グリッドの第1象限の長さ（ $\frac{1}{2}$ 楕円周の長さ） l は一定であること。

2. グリッド・フレート間（多極管では G_2 ）の距離は、 μ に最も影響するから、 y 軸上で一定であること。

3. カソードの短軸も等しいとすること。

の3つの条件を置いて、次の3つの場合について考えた。

(a) グリッドの離心率にフレートとグリッドの離心率の平均値を有する場合

$$e_g = \frac{1}{2}(e_g' + e_p') \quad (2-26)$$

(b) グリッドの離心率に現在のグリッドの離心率をそのまま採用する場合

$$e_g = e_g' \quad (2-27)$$

(c) カソードの離心率にグリッドとフレートの離心率の平均値を有する場合

$$e_k = \frac{1}{2}(e_g' + e_p') \quad (2-28)$$

実際の各電極の長軸、短軸、離心率をそれぞれ $x_k', x_g', x_p', y_k', y_g', y_p', e_k', e_g', e_p'$ 、共焦点楕円系に置換後のそれを $x_k, x_g, x_p, y_k, y_g, y_p, e_k, e_g, e_p$ 、共焦点を C とした時、3つの場合を比較すると、次の通りである。

(a) $e_g = \frac{1}{2}(e_g' + e_p')$ (2-26) 式の場合

$$\left. \begin{aligned} x_k'^2 - y_k'^2 &= C^2 & x_g'^2 - y_g'^2 &= C^2 \\ x_p'^2 - y_p'^2 &= C^2 \end{aligned} \right\} \quad (2-29)$$

$$\left. \begin{aligned} e_k^2 &= \frac{x_k'^2 - y_k'^2}{x_k'^2} = \frac{C^2}{x_k'^2} \\ e_g^2 &= \frac{x_g'^2 - y_g'^2}{x_g'^2} = \frac{C^2}{x_g'^2} \\ e_p^2 &= \frac{x_p'^2 - y_p'^2}{x_p'^2} = \frac{C^2}{x_p'^2} \end{aligned} \right\} \quad (2-30)$$

最初の条件によりグリッドワイヤーの長さ $4l$ はかえらないで置換すると、

$$4l = 4x_g' \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{1 - e_g'^2 \sin^2 u} \, du = 4x_g \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{1 - e_g^2 \sin^2 u} \, du.$$

従って

$$X_g = \frac{L}{\int_0^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{1 - e_g^2 \sin^2 u} du} \quad (2-31)$$

ここではグリッド自身も完全な楕円形をしていない場合が多いから、このための近似が入っている。

(2-29)(2-30)式より第Ⅰ象限のみを考えると、

$$C = X_g \cdot e_g \quad (2-32)$$

$$\text{従って、} \quad Y_g = \sqrt{X_g^2 - C^2} \quad (2-33)$$

次に、条件3より

$$Y_k = Y_k' \quad (2-34)$$

$$X_k = \sqrt{C^2 + Y_k'^2} \quad (2-35)$$

又、条件2より

$$Y_p = Y_p' - Y_g' + Y_g \quad (2-36)$$

$$X_p = \sqrt{C^2 + Y_p'^2} \quad (2-37)$$

となって、置換後の長軸、短軸及び共焦点を計算することができる。

(b) $e_g = e_g'$ (2-27)式の場合

この場合は

$$X_g = X_g' \quad (2-38)$$

$$\text{従って、} \quad C = X_g \cdot e_g = X_g' \cdot e_g' \quad (2-39)$$

$$Y_g = \sqrt{X_g^2 - C^2} = \sqrt{X_g'^2 - C^2} = Y_g' \quad (2-40)$$

$$Y_k = Y_k' \quad (\text{条件3}) \quad (2-41)$$

$$X_k = \sqrt{C^2 + Y_k'^2} \quad (2-42)$$

$$Y_p = Y_p' - Y_g' + Y_g = Y_p' \quad (2-43)$$

$$X_p = \sqrt{C^2 + Y_p'^2} \quad (2-44)$$

となる。

(C) $e_k = \frac{1}{2}(e'_g + e'_p)$ (2-28) 式の場合

条件より

$$y_k = y'_k \quad (2-45)$$

$$C^2 = X_k^2 - y_k^2 = \frac{e_k^2}{1 - e_k^2} y_k^2$$

$$\text{従って, } C = \frac{e_k}{\sqrt{1 - e_k^2}} y_k \quad (2-46)$$

$$X_k = \sqrt{C^2 + y_k^2} \quad (2-47)$$

$$X_g = \frac{l}{E(\frac{\pi}{2}, e_g)} \quad (C = X_g \cdot e_g \text{ より})$$

$$\frac{C}{e_g} = \frac{l}{E(\frac{\pi}{2}, e_g)} \quad (2-48)$$

(2-48) 式の積分方程式を解いて e_g を求めればよいが、これを直接解くことは面倒になる。そこで、実際には e_g の値を適当に仮定して、Fig 2-4 より $E(\frac{\pi}{2}, e_g)$ の値を求め、(2-48) 式に代入し、 e_g がこの式を満足するまでおき直して求めるのが便利である。

$$X_g = \frac{C}{e_g} \quad (2-49)$$

$$y_g = \sqrt{X_g^2 - C^2} \quad (2-50)$$

$$y_p = y'_p - y'_g + y_g \quad (2-51)$$

$$X_p = \sqrt{y_p^2 + C^2} \quad (2-52)$$

になる。

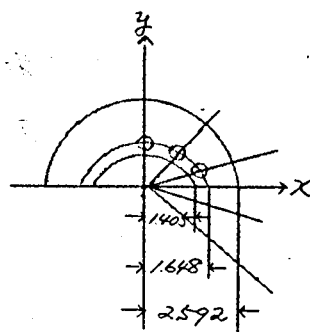
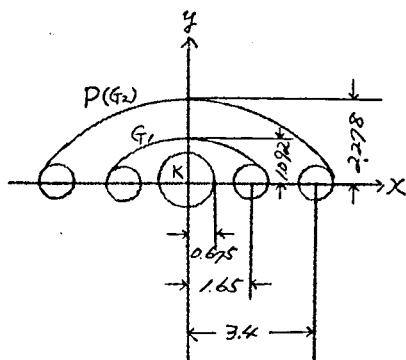
2.2.4 置換及び変換の具体例

共焦点楕円系への置換及び座標変換がどんな形をとるかは、実際の電極構造について計算を行ない、具体例を見るのが便利である。そこで 6ARS を例にとって数値計算を行なった。6ARS の電極寸法は Fig 2-5(a) に示す通りで、これを近似楕円として長軸及

Fig. 2-5 6AR5 の電極構造

(a) 実際の構造

(b) 共焦点楕円系に置換後



び短軸寸法で表わすと、

$$x_k' = 0.675 \text{ mm} \quad y_k' = 0.675 \text{ mm} \text{ (円形カソード)}$$

$$x_g' = 1.65 \text{ mm} \quad y_g' = 1.092 \text{ mm}$$

$$x_p' = 3.4 \text{ mm} \quad y_p' = 2.278 \text{ mm}$$

である。

又、離心率は (2-30) 式より

$$e_g' = 0.752 \quad e_p' = 0.743 \quad e_k' = 0$$

$$l = x_g' E\left(\frac{\pi}{2}, 0.752\right) = 1.65 \times 1.32 = 2.178 \text{ mm}$$

となる。

そこで、前節で述べた3つのグリッドの離心率のとり方について、
各々数値計算を行ない、共焦点楕円系に置換後の各部の寸法を比較す
ると、第2-1表になる。

又、グリッドのピッチ、ワイヤーの半径、遮蔽率は 6AR5 では

$$TPI \text{ (ノインチ当たりの巻き数)} = 29$$

$$2rg = 0.076 \text{ mm} \quad a = 0.876 \text{ mm}$$

第2-1表 6AR5の共焦点楕円系に置換後の寸法の比較

項目	置換前の値 (mm)	(a) $e_g = \frac{1}{2}(e'_g + e'_p)$	(b) $e_g = e'_g$	(c) $e_k = \frac{1}{2}(e'_g + e'_p)$
x_k	$x'_k = 0.675$	1.405	1.412	1.018
y_k	$y'_k = 0.675$	0.675	0.675	0.675
x_g	$x'_g = 1.65$	1.648	1.65	1.495
y_g	$y'_g = 1.092$	1.094	1.092	1.286
x_p	$x'_p = 3.4$	2.592	2.596	2.588
y_p	$y'_p = 2.278$	2.28	2.278	2.472
e_g	$e'_g = 0.752$	0.748	0.752	0.51
e_p	$e'_p = 0.743$	0.476	0.418	0.294
e_k	$e'_k = 0$	0.876	0.879	0.748
C	—	1.233	1.24	0.762

$$S = 0.0868 \quad \frac{a}{d_{cg}} = 2.1$$

であるが、置換後グリッドのピッチ、ワイヤーの半径、遮蔽率は変化せず、グリッド・カソード間の距離だけ変化する。そこで、これを3つの場合について計算すると、 $d_{cg} = y_g - y_k$ より次の通りである。

$$(a) \text{ の場合 } d_{cg} = 0.419 \text{ mm} \quad \frac{a}{d_{cg}} = 2.1$$

$$(b) \text{ の場合 } d_{cg} = 0.417 \text{ mm} \quad \frac{a}{d_{cg}} = 2.1$$

$$(c) \text{ の場合 } d_{cg} = 0.611 \text{ mm} \quad \frac{a}{d_{cg}} = 1.43$$

次に、座標変換後のピッチ A_{π} 及びワイヤーの直径 $2R_{gw}$ であるが、第2-1表及び a/d_{cg} の計算からもわかる通り、(a) と (b) はよ

く似た結果になるので、(b) は省略して (a) と (c) について計算した。

Fig. 2-3 の Z 平面で y 軸上にグリッドワイヤーがあって、ピッチ $a = 0.876 \text{ mm}$ に等しい間隔で、次々にグリッドワイヤーが存在する場合を考え、これを Fig. 2-5 (b) に示して、W 平面に変換する方法を考える。

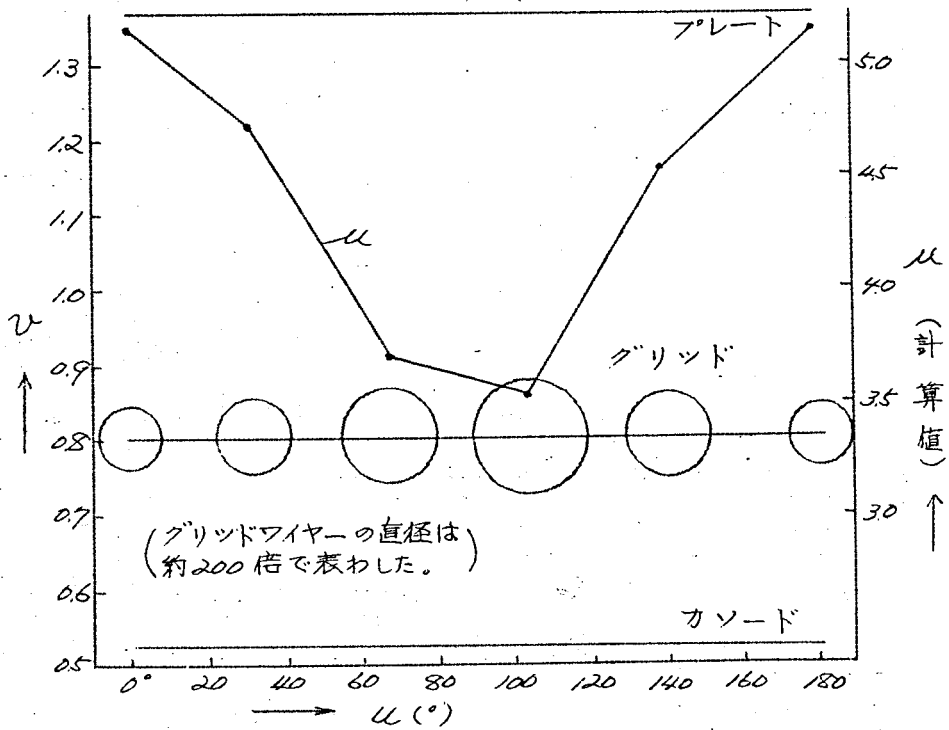
上にのべた通り、(a) 及び (c) の方法で、共焦点楕円系に変換後の $e_g, x_g, l_1, l_2 \dots$ より、各グリッドワイヤーに対する $u_1, u_2 \dots$ を求め、この各々の値を (2-18) 式及び (2-22) 式に代入して、個々の $2R_{gw1}, 2R_{gw2} \dots$ 及び $Aw_1, Aw_2 \dots$ を計算し、第 2-2 表に示した。又、 S_w は $2l_g/a$ に等しく変化しない。第 2-2 表には (2-23)(2-24)(2-25) 式による平均値 $\bar{Aw}, 2\bar{R}_{gw}$ 及び \bar{S}_w の値も併せて示した。

第 2-2 表 $\angle ARS$ の W 平面変換後のピッチ、ワイヤーの直径、遮蔽率の値 (単位 mm)

	変換前の値			(a) $e_g = \frac{1}{2}(e'_g + e'_p)$ の場合				(c) $e_k = \frac{1}{2}(e'_g + e'_p)$ の場合			
	$2R_g$	a	S	u	$2R_{gw}$	Aw	S_w	u	$2R_{gw}$	Aw	S_w
u_0	0.076	0.876	0.0868	0	0.0462	-	0.0868	0	0.0508	-	0.0868
u_1	"	"	"	31.39	0.0502	0.578	"	34.06	0.0531	0.613	"
u_2	"	"	"	68.66	0.0645	0.743	"	70.38	0.0580	0.669	"
u_3	"	"	"	105.88	0.0668	0.770	"	106.85	0.0582	0.671	"
u_4	"	"	"	140.25	0.0625	0.604	"	141.88	0.0537	0.618	"
u_5	"	"	"	180	0.0462	0.532	"	180	0.0508	0.537	"
$u_1 \sim u_5$ の平均値	"	"	"	-	0.056	0.645	"	-	0.0541	0.616	"
(2-23)~ (2-25)の 平均値	-	-	-	-	0.0548	0.632	"	-	0.0548	0.632	"

先にのべた通り、W平面に変換後のワイヤー直径及びピッチは均一にならないことは、第2-2表の結果からも明らかで、これをFig. 2-6に μ_1 …… μ_5 の値と共に示した。又、これらの算術平均値は(2-23) ~ (2-25) 式の値と近似し、置換方法の(a)と(c)で個々の $2RgW$ と A_W は異なるが、その平均値及び遮蔽率は一定であるから、平均の μ の値は殆んど変わらない。

Fig. 2-6 6AR5のW平面変換後の電極構造及び μ の計算値



2.2.5 共焦点楕円電極の増巾率の計算

共焦点楕円電極を平行平面電極に変換すれば、 μ の計算に平行平面電極の式を適用することができる。そこで、2・3節でのべるように、平行平面電極の μ の式の内、最もすぐれている小池氏の式(2-8)について考えた。

$$\text{小池氏の式} \quad \mu = \frac{2\pi d_{gp}}{A_w F(S_w)} \quad (2-53)$$

ここで、 A_w は(2-22)式より

$$A_w = \frac{a}{x_g E(u, e_g)}$$

$$d_{gp} = v_p - v_g = \sinh^{-1} \frac{y_p}{c} - \sinh^{-1} \frac{y_g}{c} = \ln \frac{x_p + y_p}{x_g + y_g}$$

従って、

$$\mu = E(u, e_g) \frac{2\pi}{F(S_w)} \cdot \frac{x_g}{a} \cdot \ln \frac{x_p + y_p}{x_g + y_g} \quad (2-54)$$

になる。 $F(S_w)$ は(2-21)式より(2-8)式を用いて計算すればよい。又、平均の μ は、

$$\bar{\mu} = E\left(\frac{\pi}{2}, e_g\right) \frac{4}{F(\bar{S}_w)} \cdot \frac{x_g}{a} \cdot \ln \frac{x_p + y_p}{x_g + y_g} \quad (2-55)$$

になるが、 $F(\bar{S}_w)$ は遮蔽率が $\frac{2x_g}{a}$ に等しいから、 $F(S_w)$ と同じ値である。又、平行平面電極に対する他の式、例えばVodges & Elderの式等に対しても同様にして計算することができる。

数値計算の一例として、先につべた6AR5の(a), (c)の方法で置換後、Vodges & Elderと小池氏の式で計算した平均の μ を第2-3表に示す。又、小池氏の式を用いて求めた第2-2表の μ_1, μ_2

第2-3表 6AR5の平均の μ の計算値

計 算 式 \ 置 換 法	(a) $e_g = \frac{1}{2}(e_g' + e_p')$	(c) $e_k = \frac{1}{2}(e_g' + e_p')$
Vodges & Elderの式による値	4.30	4.46
小池氏の式による値	4.34	4.51

に対する μ の値を第2-4表に、この μ の変化をFig.2-6に併せて示した。

第2-4表 6AR5の各 U に対する μ の値

U	$2Rg_w$	A_w	μ
U_1	0.0502	0.578	4.74
U_2	0.0645	0.743	3.69
U_3	0.0668	0.770	3.56
U_4	0.0525	0.604	4.54
U_5	0.0462	0.532	5.16

$$d_{gp} = 0.575_{mm}$$

$$S_w = 0.0868$$

$$F(S_w) = 1.317$$

平均 4.34

この結果からもわかる通り、何れの置換法でもVodges & Elder, 及び小池氏の式の μ は、共に4.30~4.51でよく似た値を示し、実測の μ 6.5~6.7に対し約66%に相当する。

2.2.6 楕円グリッドの増巾率の計算法及び計算例

共焦点楕円系への置換は、(a)と(c)で類似の計算結果が得られることがわかった。しかし(c)は(2-48)式に示すように積分方程式が含まれているので、数値計算に不便である。そこで(a)の方法を採用し、次の方法で楕円グリッドの μ を計算することができる。

1、設計値としてわかっているのは、

グリッドのノインチ当たりの巻き数(TPI)、ワイヤーの直径($2R_g$)、スパン及び厚さ(MOD)

プレート(多極管の場合は G_2)の内径及びスパン

である。

$$2. \quad x_g' = \frac{1}{2} (\text{グリッドのスパン})$$

$$y_g' = \frac{1}{2} (\text{グリッドのMOD} - 2r_g)$$

$$e_g' = \frac{\sqrt{x_g'^2 - y_g'^2}}{x_g'}$$

より e_g' を計算する。

3. Fig. 2-4 より $E(\frac{\pi}{2}, e_g')$ を求め、 $\ell = x_g' E(\frac{\pi}{2}, e_g')$ を計算する。

$$4. \quad x_p' = \frac{1}{2} (\text{プレートのスパン})$$

$$y_p' = \frac{1}{2} (\text{プレートの内径}) \text{ 又は } \frac{1}{2} (G_2 \text{ MOD} - 2r_{g2})$$

$$e_p' = \frac{\sqrt{x_p'^2 - y_p'^2}}{x_p'}$$

より e_p' を計算する。

5. 共焦点楕円系の e_g を $e_g = \frac{1}{2} (e_g' + e_p')$ より求める。

$$6. \quad x_g = \frac{\ell}{E(\frac{\pi}{2}, e_g)}, \quad C = x_g \cdot e_g, \quad y_g = \sqrt{x_g^2 - C^2}$$

$$y_p = y_p' - y_g' + y_g, \quad x_p = \sqrt{y_p^2 + C^2} \quad \text{をそれぞれ計算する。}$$

$$7. \quad a = \frac{25.4}{TPI}, \quad \bar{S}_w = S = \frac{2r_g}{a} \quad \text{を求める。}$$

8. μ に小池氏の式を用いる場合

$$\bar{\mu} = E(\frac{\pi}{2}, e_g) \frac{4}{F(\bar{S}_w)} \frac{x_g}{a} \cdot \ln \frac{x_p + y_p}{x_g + y_g}$$








より $\bar{\mu}$ を計算することができる。

楕円グリッドを有する代表的受信管 16 品種について、その設計値から $\bar{\mu}$ を計算した値を第 2-5 表に示す。楕円グリッドを有する受信管を。

(1) 円形カソード、楕円グリッド、円形プレートを有するもの。

(2) 円形又は楕円カソード、楕円グリッド、平行平面プレートを有

第2-5表 各品種の μ の計算値(単位mm)

品 種	12AV6	76	6SL7	6CG7	6SN7	12AX7	6T8(T)
電極の形状							
アノード直径 ϕa	0.076	0.076	0.076	0.085	0.084	0.064	0.076
ピッチ a	0.249	0.635	0.343	0.385	0.385	0.223	0.257
遮蔽率 S	0.305	0.1197	0.222	0.221	0.221	0.287	0.296
x_g'	0.62	0.64	0.39	0.62	0.635	0.43	0.435
y_g'	0.62	0.64	0.39	0.62	0.635	0.43	0.435
x_g	1.524	2.15	2.15	2.16	2.15	1.524	1.525
y_g	0.922	1.162	0.717	0.978	0.978	0.654	0.777
x_p	2.286	3.165	3.295	3.555	3.575	3.25	4.064
y_p	2.286	3.165	3.295	1.55	1.53	1.69	1.651
l	1.951	2.654	2.442	2.55	2.543	1.775	1.853
e_g'	0.797	0.842	0.934	0.892	0.890	0.904	0.860
e_p'	0	0	0	0.900	0.904	0.854	0.889
e_g	0.339	0.421	0.467	0.896	0.897	0.879	0.875
x_g	1.295	1.77	1.63	2.17	2.162	1.486	1.545
y_g	1.187	1.596	1.44	0.96	0.958	0.707	0.748
x_p	2.6	3.65	4.01	2.48	2.46	2.18	2.11
y_p	2.551	3.6	3.938	1.532	1.51	1.743	1.622
$F(s)$	0.2544	1.011	0.9969	0.4803	0.4803	0.2922	0.2732
$E(\frac{\pi}{2}, e_g)$	1.295	1.5	1.48	1.175	1.175	1.195	1.20
a/dcg	0.825	1.01	0.88	1.08	1.12	1.00	0.751
小池氏の式 μ	90.0	12.66	56.3	13.64	13.3	63.2	51.8
実測の μ	99.7	14.0	67.0	19.43	20.53	93.7	72.46
$\mu/\text{実測の}\mu(\%)$	90.3	90.5	84.0	70.2	64.8	67.5	71.5

6BN8(T)	6CS7 I	6CS7 II	6F6	6Z-P1	4M-P12	6AR5	6AQ5	6SJ7
0.064	0.063	0.076	0.084	0.076	0.04	0.076	0.084	0.084
0.231	0.385	0.423	0.82	0.77	0.326	0.876	0.577	0.529
0.207	0.1637	0.180	0.103	0.0986	0.123	0.0878	0.158	0.1588
1.08	0.625	1.00	0.92	0.62	0.7	0.645	0.645	0.63
0.456	0.37	0.45	0.92	0.62	0.7	0.645	0.645	0.63
2.15	2.15	2.15	2.15	2.15	1.5	1.65	2.795	2.15
0.698	0.849	0.762	1.528	1.062	0.95	1.092	0.913	0.880
3.239	4.3	4.0	3.4	3.4	4.0	3.4	4.13	3.65
1.689	1.575	1.475	2.608	2.278	1.572	2.278	1.76	2.498
2.387	2.462	2.419	2.912	2.578	1.95	2.175	3.108	2.480
0.946	0.919	0.935	0.704	0.877	0.774	0.752	0.945	0.912
0.853	0.930	0.930	0.642	0.743	0.920	0.743	0.905	0.729
0.9	0.925	0.933	0.673	0.810	0.847	0.748	0.925	0.821
2.041	2.16	2.15	2.12	2.04	1.586	1.648	2.724	1.983
1.527	0.818	0.762	1.565	1.19	0.836	1.094	1.034	1.13
3.114	2.526	2.48	3.01	2.92	1.98	2.592	3.144	3.19
2.578	1.544	1.425	2.645	2.406	1.458	2.28	1.881	2.745
0.3164	0.2286	0.6448	1.154	1.181	0.989	1.317	0.765	0.757
1.17	1.14	1.125	1.375	1.266	1.23	1.32	1.14	1.255
0.95	0.80	1.36	1.35	1.74	1.3	2.1	2.15	2.19
52.3	10.98	10.76	5.29	5.71	8.61	4.34	8.22	16.05
74.6	17.2	15.7	7.6	8.85	14.1	6.5	10.3	19.6
700	63.8	68.5	69.7	64.5	61.2	66.0	79.8	82.0

するもの。

(3) 円形カソード、楕円グリッド、楕円プレート（又は G_2 ）を有するもの。

の3つに大別して示した。この表において実測値の μ は、筆者のいる量産工場において各生産期毎（ノ生産期は数千乃至数万本）に5~15本の試料を抜き取って、その特性を計量して求めた平均値の総平均である。 μ の計算値とこの実測値の比（これを ϵ_0 で表わす）は

- (1) 1グループ 85 ~ 90%
- (2) 2グループ 64 ~ 71%
- (3) 3グループ 60 ~ 70% (80%)

と、各グループ毎に大体一定のパーセントを示している。

これは、 $E(\frac{\pi}{2} \cdot e_g)$ の値がそれぞれ 1.5, 1.12 ~ 1.20, 1.2 ~ 1.35 になることからわかるように、電極の形状によって共焦点系への置換、あるいは等角変換に同一の傾向を示して、よく似た結果になったものと考えられる。又、 ϵ_0 の値が 60 ~ 90% になるのは、共焦点楕円に置換したこと、電子密度が何れの方角にも均一であるとして μ を計算したが、実際には y 軸上が最も大きく、左右に広がるに従って小さくなるためである。

又、2・3節の平行平面電極の所で詳しく論じる通り、 μ の値は g/deg で変化する。第2-5表の品種は大部分 g/deg が0.8 ~ 1.3程度で、波形電界効果の影響は少ないが、中には6A25, 6SJ7, 6AR5のように2.0近くのものもあり、特に6A25, 6SJ7は(3)のグループで、 ϵ_0 の値が他品種より約10%高くなっており、2・3節で与える g/deg と μ の関係と傾向的に一致している。

従って、楕円グリッドを有する受信管の μ は、本節で与えた筆者の

計算方法とその形状別の補正係数^{h.}によって正確に計算することができる。

2.3 平行平面電極を有する3極管の増巾率⁽²⁻¹⁰⁾

平行平面電極とは、Fig. 2-1(a)に示した電極構造を有するもので静電的、且つ、無限長の場合の増巾率 μ は、2-1節で述べたように種々論じられている。受信管では矩形スリース、平行平面グリッド及びフレート⁽²⁻¹¹⁾を有するものがこれに近い構造を有するが、この増巾率の計算には波形電界効果、空間電荷、初速及電子の影響、電極が有限であること、サイドロッドの影響等⁽²⁻¹²⁾があつて、必ずしも理論式通りにはならない。

μ の理論式は、静電的には完成の域に近付いていること、この構造の受信管は全く使われていて、データが多いことより、筆者は既存の種々の式を利用して計算した μ の値と、実測値を比較して、最も正確、且つ、便利な計算方法⁽²⁻¹³⁾を確立し、2-3の計算例を示した。

先ず、波形電界効果と μ の関係について述べる。グリッドのピッチ a に比べて、グリッド・カソード間の距離 d_{cg} が小さくなると、すなわち、 $\frac{a}{d_{cg}}$ の値が1より大きくなると、カソード表面の電界が不均一になり、所謂波形電界効果(*inselbildung*)を生ずる。この効果は⁽²⁻³⁾Fremlin⁽²⁻¹¹⁾をはじめ、小池氏、⁽²⁻¹¹⁾W. R. Bennett & ⁽²⁻¹³⁾L. C. Peterson等により研究されている。例えば、小池氏は電界槽実験によつて $S=0.246$ 、 $\frac{d_{gp}}{a}=2.14$ の時、 $\frac{a}{d_{cg}}$ を5.0から0.75まで変化させた場合の μ の最大値 μ_{max} と最小値 μ_{min} を計算して、その平均の μ が実測値とよく一致するとのべ、波形電界効果で μ はピッチ方向に、カソード表面に沿つて大きく変化するが、全体としての μ 、すなわち、 μ の平均値は波形電界効果のない場合と大差ないとしており、⁽²⁻¹²⁾Bennett氏もこの説を裏書きしている。

しかし、これらは静電的な実験結果であつて、筆者の実験によればこの説は必ずしも成立しない。すなわち、 $\frac{a}{d_{cg}}$ が大きくなるに従つて、 μ

の値の減少することは、屢々経験するところであつて、その一例を6R-HH2について第2-6表及びFig.2-7に示した。これは、グリッドのTPI(ノインチ当たりの巻き数)MOD(厚さ)を一定にして、カソードの厚さを変化して、グリッド・カソード間の距離をかえた場合、すなわち、 $\frac{a}{deg}$ をかえた時の μ と入力容量 C_{in} の実測値の変化を求めたもので、 μ は $\frac{a}{deg}$ と共に変化している。

第2-6表 6R-HH2の $\frac{a}{deg}$ と μ の関係

deg (mm)	$\frac{a}{deg}$	特 性 (実 測 値)				註(2)の 計算値	註(3)の 計算値
		I_b (mA)	G_m (mV)	μ	C_{in} (PF)	μ (%)	μ (%)
0.0965	1.18	5.61	6.92	41.2	275	85	88
0.085	1.35	6.18	7.22	39.14	289	89	92
0.0675	1.7	6.9	7.43	36.43	3104	96	99
0.075	1.53	6.91	7.44	37.41	3.12	93	97
0.0655	1.75	7.73	7.73	35.46	3.18	98	102

註記(1) グリッドの設計

TPI: 222, a : 0.1143mm,

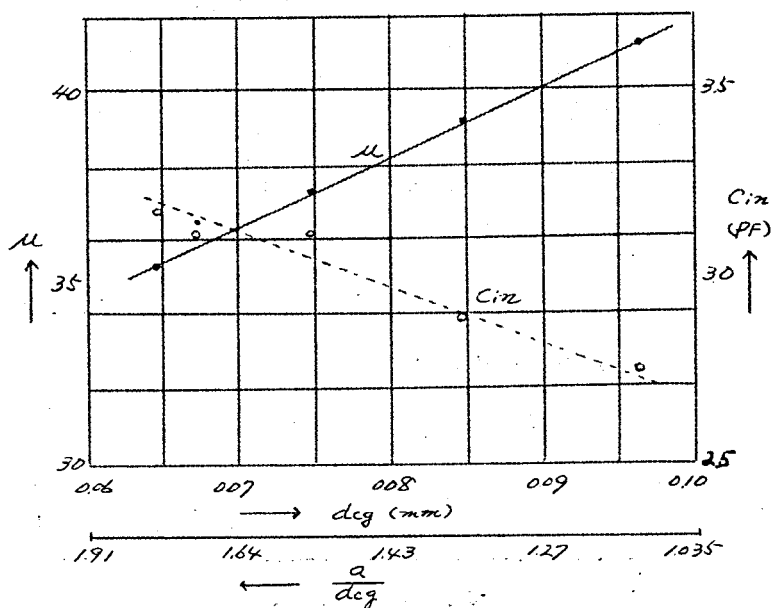
$2rg$: 0.02mm ϕ , MOD: 0.92mm

カソードの設計 COD: 0.73~0.805mm

(2) (2)の計算値は、Vodges & Elderの式(2-3)式により計算した μ の値

(3) (3)の計算値は、小池氏の式(2-8)式により計算した μ の値

Fig. 2-7 6R-HH2の $\frac{a}{deg}$ と μ 及び C_{in} の関係



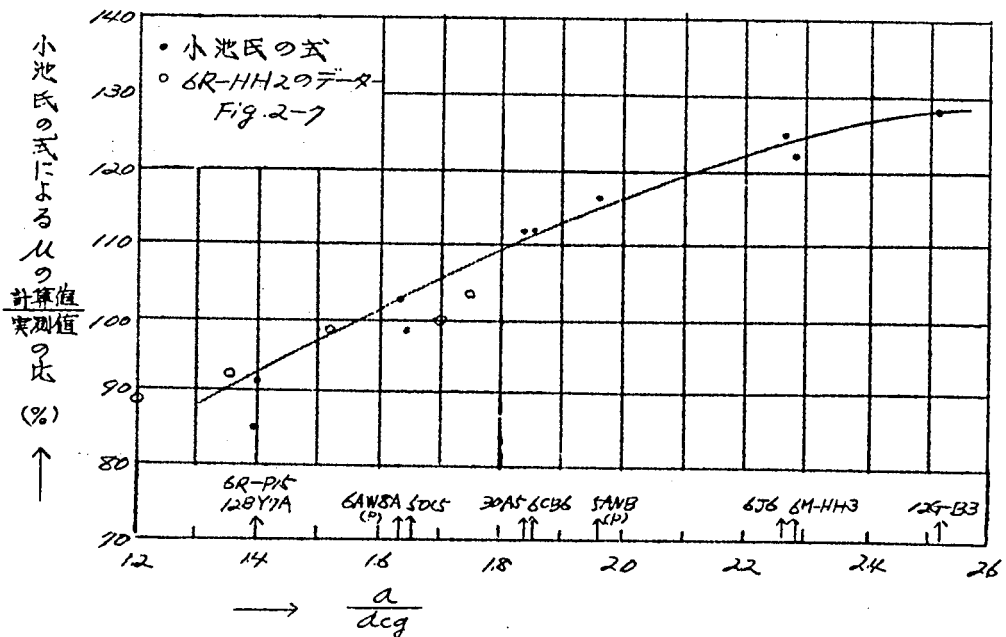
6CB6, 12BY7A, 50C5等矩形スリーブ、平行平面グリッド及びプレート(G₂)を有するもの、6J6, 6M-HH3の如く、Half gridの平行平面のもの、30A5, 6R-P15の如くカソードは楕円状であるが、カソード、G₁、G₂の曲率半径を合わせて設計してあるので、平行平面と考えられるもの、の各々について、筆者のいる量産工場の設計値で、Vodges & Elderの式(2-3)、小池氏の式(2-8)、Fremlinの式の μ_{ave} (2-5)、Ollendorfの式(2-6)を用いて μ の計算を行ない、第2-7表に示した。この表からわかる通り、Fremlinの式とOllendorfの式は実測値と着しく異なるので、全品種について計算するのを省略し、Oertelの式は小池氏の式と殆んど一致するので、これも省略した。

又、第2-7表では、これら品種の μ の実測値 $\bar{\mu}$ と、「Vodges &

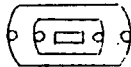
Elder の式と小池氏の式による計算値と $\bar{\mu}$ の比」を併わせて示した。
 ここで、 μ の実測値 $\bar{\mu}$ には昭和34年後半より最近までに筆者のいる重
 産工場で生産された受信管の各生産期毎（一生産期数千乃至数万本）に
 5～15本の試料を抜き取って、その特性を計量して求めた平均値の総
 平均をとった。この値は非常に大きい母集団から、生産期毎に抜き取ら
 れた任意サンプルより成っているため、その品種の設計値に対する実測
 値を、正確に表わしていると考えてよい。この表からわかる通り、両式
 による計算値と $\bar{\mu}$ の比は品種により異なっている。

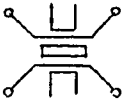

波形電界効果のある時、 μ が $\frac{a}{dcg}$ により変化することから小池氏の式
 による計算値と $\bar{\mu}$ の比と、 $\frac{a}{dcg}$ の関係をプロットして Fig. 2-8 を得た。
 Vodge & Elder の式による計算値との比もある程度の相関は認め
 られるが、小池氏の式の方がよい相関を示すのでこの値をとった。

Fig. 2-8 $\frac{a}{dcg}$ と μ の $\frac{\text{計算値}}{\text{実測値}}$ の比の関係



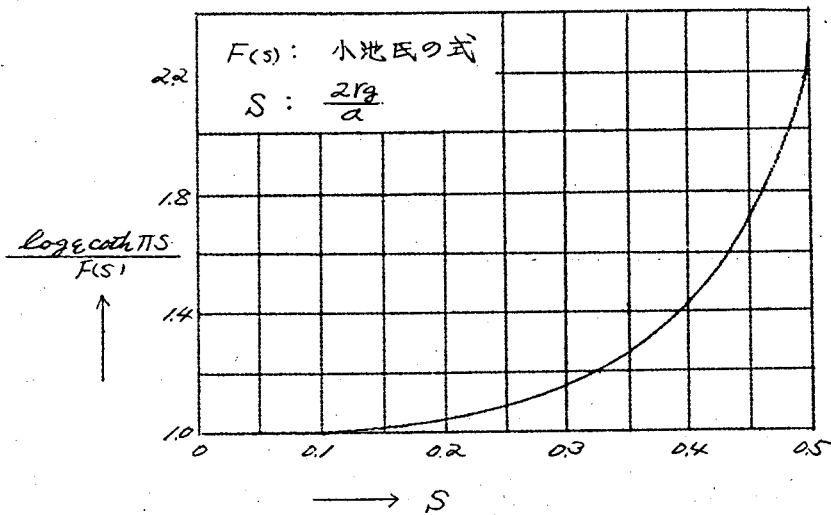
第2-7表 平行平面電極の μ の計算値

項 目 \ 品 種		6CB6	12BY7A	5AN8 (P)
電 極 寸 法	電 極 の 構 造		左に同じ	左に同じ
	$2r_g$ ワイヤー直径 (mm)	0.0508	0.0508	0.0508
	a ピッチ (mm)	0.1845	0.217	0.186
	S 遮 蔽 率	0.276	0.234	0.272
	d _{cg} G-K間の距離 (mm)	0.10	0.155	0.095
	d _{gp} G-P " (mm)	0.37	0.41	0.39
	$\frac{a}{d_{cg}}$	1.845	1.4	1.96
実 測 値	μ の 総 平 均 値 $\bar{\mu}$	35.37	29.8	34.4
	$\bar{\mu}$ の R	3.8	3.0	3.4
計 算 値	① <i>Vodges & Elder</i> の式による μ	34.2	24.9	35.0
	② 小池氏の式による μ	39.6	27.18	40.0
	<i>Fremlin</i> の式 "	58.2	—	—
	<i>Ollendorf</i> の式 "	26.6	—	—
	① / 実測値 $\bar{\mu}$ (%)	96.5	84	102
	② / 実測値 $\bar{\mu}$ (%)	112	91	116
	① と ② の 比 (%)	86	91.5	87.5

6AW8 (P)	50C5	12G-B3	6J6	6M-HH3	30A5	6R-P15
左に同じ	左に同じ	左に同じ		左に同じ		左に同じ
0.0508	0.127	0.084	0.061	0.0508	0.0635	0.0508
0.196	0.635	0.552	0.215	0.183	0.41	0.393
0.260	0.20	0.152	0.283	0.276	0.155	0.129
0.12	0.385	0.22	0.095	0.08	0.22	0.28
0.355	0.385	0.51	0.43	0.445	0.42	0.855
1.63	1.65	2.52	2.27	2.29	1.84	1.40
31.0	6.87	5.66	35.0	38.7	8.1	17.33
2.1	0.22	0.64	5.3	62	0.5	0.5
28.2	6.2	6.98	36.6	41.8	7.96	14.3
31.6	6.78	7.27	42.5	48.0	8.22	14.55
-	-	7.82	-	78.9	-	-
-	-	3.96	-	29.9	-	-
91	90.5	123	104	107	98	81
102	98.5	128	122	125	102	84
89	91.5	96	86	87	97	99

今、両式による μ の値を比較すると、遮蔽率 S と関係のあることがわかる。小池氏の式は *Vodges & Elder* の式に比べて、 S に対し理論的にすぐれている。*Vodges & Elder* の式は2つの項よりなり、前の項の値が非常に大きいので、分母は同一、分子の差、すなわち、 $\log_e \coth \pi S$ と $F(S)$ の相違になる。そこで、 S と $\frac{\log_e \coth \pi S}{F(S)}$ の関係を求めると Fig. 2-9 になる。 S の小さい時、0.2 以下ではこの比は 1.05 以下で、殆んど同じであるが、0.2 を越えると逐次大きくなり、0.3 ~ 0.4 で急上昇し、0.5 では 2.26 倍の差を生ずる。

Fig. 2-9 S と $\frac{\log_e \coth \pi S}{F(S)}$ の関係



$\frac{a}{dcg}$ と μ の比の関係が小池氏の式の方がよい相関を示したのは、遮蔽率の大きい品種に対しすぐれているためで、第2-7表の他の理論式の結果も総合して μ の計算には小池氏の式を使うのが適当と考えられる。Fig. 2-8 の関係に Fig. 2-7 の 6R-HH2 のデーターを一括にプロットした所、よく一致した結果を示し、Fig. 2-8 は波形電界効果によ

るものであることがわかる。

$\frac{a}{d_{cg}}$ の低い所でこの比が 100% より小さくなるのは、初速度電子、空間電荷、サイドロッドの影響を無視したためか、あるいは小池氏の式の μ の計算値が実際より小さく出ているためで、 $\frac{a}{d_{cg}}$ が大きくなるにつれて、波形電界効果により μ が小さくなり、この比が 100% を越えるようになったと考えればよい。又、 $\frac{a}{d_{cg}}$ の大きい場合は、バイアス電圧の値により、特に μ が大きく変化するので、動作点の相違が問題になる。2・5 節で示すように、普通の受信管の規格値は μ の変化の少ない平坦部で規定されているので、Fig. 2-8 は実験的補正係数として十分な価値と精度を有している。

従って、平行平面電極を有する 3 極管の μ は、小池氏の式 (2-8) で計算値を求め、更に $\frac{a}{d_{cg}}$ と Fig. 2-8 から補正係数を用いて補正して、簡単且つ正確に計算することができる。又、新品程設計の際は逆に $\frac{a}{d_{cg}}$ を反走して Fig. 2-8 より補正係数を求め、所要の μ を補正して、補正後の μ を与える電極寸法を小池氏の式を用いて計算する。その結果 $\frac{a}{d_{cg}}$ が先の反定と一致すればよく、一致しない時は更に $\frac{a}{d_{cg}}$ をおき直して、両者が近似的に一致するまで計算を繰り返せば、所要の μ を与える電極寸法を設計することができる。

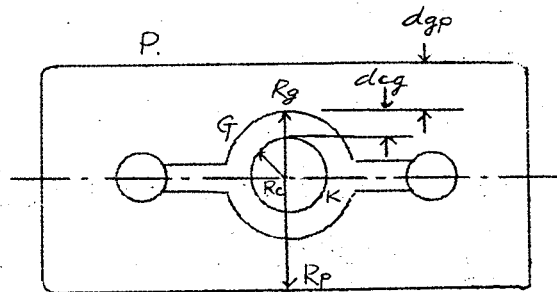
以上のべた計算方法の計算例として、T 社及び H 社の 12G-B3 の μ を計算する。両社の 12G-B3 をとって、 μ 及び諸特性、電極寸法を測定して、この方法により μ の計算値を求めたところ、第 2-8 表の結果を得た。

T 社と H 社の 12G-B3 は、 G_1 のファイヤー直径、 d_{gp} 、従って、 $\frac{a}{d_{cg}}$ も異なり、設計が相当違っているが、この方法による計算値は、実測値と極めてよく一致し、筆者の計算方法の正しいことを表わしている。

第2-8表 μ の計算例 (12G-B3)

	T 社	H 社
$2rg$ (mm)	0.09	0.075
a (mm)	0.535	0.541
S	0.168	0.138
dgp (mm)	0.4	0.51
d_{cg} (mm)	0.255	0.23
a/d_{cg}	2.1	2.35
小池氏の式による μ の計算値	6.67	6.68
Fig.2-8による補正係数	1.19	1.25
補正後の μ の計算値	5.6	5.35
実測の μ	5.73	5.48
実測値と計算値の比 (%)	102	102

Fig. 2-9 Formed round グリッド型の構造
(12BH7Aの例、天度10%)



2.4 Formed Round グリッドを有する3極管の増巾率⁽²⁻¹⁰⁾

カソードが円形、グリッドが *Formed round* 型、フレートが平行平面型を有する受信管は Fig. 2-9 の構造を有し、最近の高性能化に伴い、広く採用されており、特にヒータパワーが少ない場合、カソード表面積の利用効率の高い利点がある。(Fig. 2-9、前頁参照)

特殊な構造を有する受信管の μ の計算方法は 2.2 節でものべた通り 2 つあり、1 つは楕円グリッドで筆者の行なった方法、他は E. R. ⁽²⁻¹¹⁾ *Jervia* による *Form factor* の考え方をを用いる方法である。*Formed round* グリッド型の受信管は、カソードは円形、フレートは平行平面で、電極の形状が比較的類似しているので、*Form factor* を用いるのが便利である。*Form factor* K は次の式で表わされる。

$$K = \frac{\mu_p - \mu_{\text{実験値}}}{\mu_p - \mu_c} \quad (2-58)$$

但し、 μ_c : 円筒電極の式で計算した μ の値

μ_p : 平行平面電極の式で計算した μ の値

しかし、同一の μ を与える構造にも、グリッドワイヤーの直径 $2rg$ 、ピッチ a 、グリッド・フレート間の距離 d_{gp} により組合わせがあり、 $2rg$ 一定で a 及び d_{gp} を小さくした時と、 a 及び d_{gp} を大きくした時では、 μ_c と μ_p が実際の μ に及ぼす割合は変化し、*Jervia* がのべているように電極の形状により、一定の K で計算することは不可能である。そこで、筆者は次の方法によって計算を行なった。

1. 2.3 節の結果より、 μ の計算に最も正確な値を与える小池氏の式 (2-8)(2-9) 式を用いて、 μ_c と μ_p を求める。この時、電極寸法は Fig. 2-9 に示す通り、 S と a はグリッドの値を用い、 μ_p を計算する時の d_{gp} は、グリッド・フレート間の最短距離、 μ_c

を計算する時の R_g , R_p は、グリッドの厚さ (MOD より $2r_g$ を引いた値)、及びプレート内径寸法の $\frac{1}{2}$ をとった。

2. *Formed round* グリッドは円形カソードと同心円であり、その関係は平行平面電極と類似しているから、 $\frac{a}{dcg}$ の影響を考えて Fig. 2-8 の補正係数を用いて、 μ_c 及び μ_p を補正した。

3. 筆者のいる量産工場において、昭和34年後半より最近までに生産された受信管の各生産期毎に5~15本の試料を抜き取って、 μ を計量し、その平均値の総平均をもつて、その品種の μ の実測値とし、上記 μ_c , μ_p の値で (2-56) 式より *Form factor* K を計算したが、その結果を第2-9表に示す。

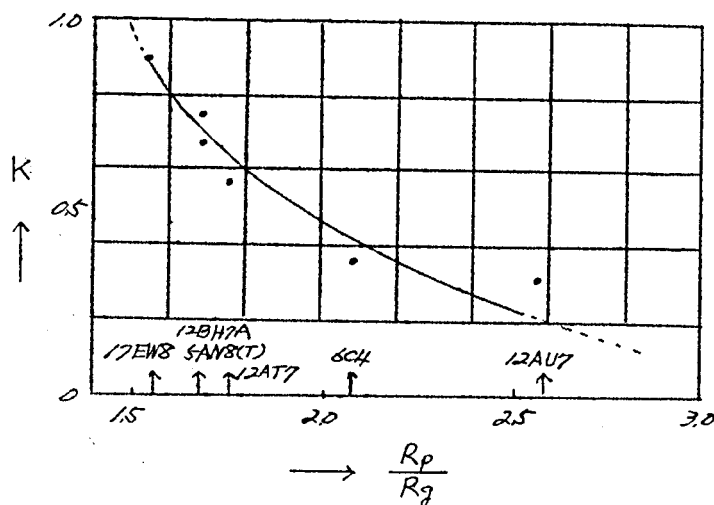
第2-9表 *Formed round* グリッドの μ の計算値

項 目 \ 種		6C4	5AN8 (T)	12AT7	12AU7	12BH1A	17EW8
電 極 寸 法	$2r_g$ (mm)	0.0508	0.0508	0.0508	0.0635	0.0635	0.0508
	a (mm)	0.339	0.2265	0.1628	0.403	0.3435	0.18
	S	0.15	0.224	0.312	0.1575	0.185	0.282
	dcg (mm)	0.245	0.12	0.10	0.22	0.24	0.13
	dgp (mm)	0.76	0.395	0.415	1.035	0.61	0.425
	R_g (mm)	0.70	0.57	0.55	0.655	0.89	0.775
	R_p (mm)	1.46	0.965	0.965	1.69	1.50	1.2
	a/dcg	1.38	1.89	1.63	1.84	1.43	1.38
	R_p/R_g	2.08	1.69	1.755	2.58	1.69	1.55
実測値	$\bar{\mu}$	17.09	17.13	57.0	16.9	16.2	47.0
	$\bar{\mu}$ の R	0.5	276	65	0.93	0.70	2.66

項 目 \ 品 種		6C4	5AN8 (T)	12AT7	12AU7	12BH7A	17EW8
計 算 値	① 小池氏の式による μ_c	11.8	11.63	49.7	12.7	13.55	38.9
	② " " μ_p	17.45	23.3	66.5	21.1	17.85	48.8
	Fig. 2-8 による補正係数	0.9	1.12	1.01	1.10	0.92	0.9
	補正後の μ_c	13.1	15.9	49.7	11.6	14.7	43.3
	" μ_p	19.4	21.0	66.5	19.2	19.4	79.0
	Form factor K	0.365	0.76	0.56	0.303	0.68	0.90

この表からわかる通り、Kの値は0.30から0.90で分布しているが、一定の μ の値に対し、 d_{gp} の大きい時と小さい時の関係を求める意味で、 R_p/R_g との関係をプロットして、Fig. 2-10に示す通り良好な相関を得た。

Fig. 2-10 Form factor Kと $\frac{R_p}{R_g}$ の関係



従って、*Formed round* グリッドを有する3極管の μ は、小池氏の式による μ_c , μ_p を求めて Fig. 2-8 で補正して、Fig. 2-10 に示す筆者の *Form factor* を用いて正確に計算することができる。又、新品種設計に際して、先ず遮蔽率 S を決定し、 $\frac{a}{d_{cg}}$ と $\frac{R_p}{R_g}$ を仮定して、*Form factor* を用いて μ を計算し、計算結果による $\frac{a}{d_{cg}}$ と $\frac{R_p}{R_g}$ が、先の仮定と大略一致するまで計算を繰り返せば、所要の μ を与える電極寸法を計算することができる。

なお、この *Form factor* の考え方は、 $\frac{R_p}{R_g}$ が 1.5 以上の場合に成立し、これより小さくなると、換言すれば、プレートが極端にグリッドに近付いて d_{gp} が小さくなると、 μ_p が実測の μ より小さくなり、 K が (一) となって成立しなくなる。又、平行平面プレートの代わりに、4 極管、5 極管等で G_2 の形状が楕円の場合も、正確には Fig. 2-10 に従わず計算精度が悪くなるようである。

2.5 補正電圧 ΔE_c ⁽²⁻¹⁵⁾⁽²⁻¹⁶⁾

2.5.1 緒言

3極管特性の内、ある動作条件におけるプレート電流 I_b は静電的な場合、基本的に(2-1)式で表わされるが、括弧内を E_d とおいて、等価2極管電圧(又は支配電圧)と名付けると

$$\left. \begin{aligned} I_b &= G \cdot E_d^{\pi} \\ E_d &= (E_c + \frac{E_b}{\mu}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2-57)$$

になる。

この考え方は *Langmuir* ⁽²⁻¹⁾ 以来、*Dow*, ⁽²⁻¹⁷⁾ *Rothe u Klein* ⁽²⁻¹⁸⁾ をはじめ、多くの人達によって論じられ、後につべる如く E_d にも色々の式が与えられている。又、(2-57)式は静電的な式で、実際には「グリッド・カソード間の接触電位差 e_c 」及び「電子の初速度と空間電荷により生ずる最小電位差 E_i 」が加わり、 E_d は

$$E_d = E_c + \frac{E_b}{\mu} + e_c + E_i \dots\dots\dots (2-58)$$

となる。

今(2-57)式より、 $G_m = \frac{\partial I_b}{\partial E_c} = \left| \frac{dI_b}{dE_c} \right|$ より $G_m = \pi \cdot G \cdot E_d^{\pi-1}$

従って、 G を消去して

$$E_d = \pi \frac{I_b}{G_m} \dots\dots\dots (2-59)$$

となり、 π がわかっている場合、 I_b 、 G_m より所要の E_d を求めることができる。ここで、 π は *Langmuir*により $\frac{3}{2}$ とされ $\frac{3}{2}$ 乗法則として知られ、最近でも広く使用されているが、第1章ノ・3節で述べた通り傍熱型整流管の如く、同心円筒の理想的電極では正確に成立するが、普通の受信管は電子密度の不均一等のために、必ずしも、 $\pi = \frac{3}{2}$ にはならず品種により一定しない。

しかし、もし $\pi = \frac{3}{2}$ が成立すれば(2-57)(2-59)式は、

$$I_b = G \cdot E_d^{\frac{3}{2}} \quad E_d = 1.5 \frac{I_b}{G_m} \quad (2-60)$$

となり、パービアンズ G もまた E_d を消去して

$$G = 0.544 \times 10^3 \times \frac{G_m^{\frac{2}{3}}}{I_b^{\frac{1}{2}}} \quad (\mu\text{g}/\sqrt{\text{s}}) \quad (2-61)$$

となつて簡単に計算することができる。

次に、 E_d は基本的には (2-58) 式で表わされるが、空間電荷を考えると、厳密には色々の式が与えられている。

○ W. G. Dow⁽²⁻¹¹⁾

$$\text{平行平面電極} \quad E_d = \frac{-E_c + \frac{E_b}{\mu}}{1 + \frac{1}{\mu} \left(1 + \frac{K}{3} \frac{d_{gp}}{d_{cg}}\right)} \quad (2-62)$$

○ Rothe & Klein⁽²⁻¹⁸⁾

平行平面電極 Dow の式に同じ。

$$\text{円筒電極} \quad E_d = \frac{-E_c + \frac{E_b}{\mu}}{1 + \frac{1}{\mu} \left(1 + \frac{2}{3} \ln \frac{R_p}{R_g}\right)} \quad (2-63)$$

但し、これらは実際には分子に $(e_c + e_i)$ が加わる。

これらの式は、分母に μ 及び電極寸法 (d_{gp} , d_{cg} , R_p , R_g) が含まれている。従つて、例えば (2-59) 式あるいは (2-60) 式から、ある動作点 (E_c , E_b) において I_b , G_m を与えるに必要な E_d を求めて、その E_d を与える μ を計算する場合、(2-62)(2-63) 式等は不便であり、新岳種設計の際は、電極寸法がわからないのが普通である。又、 $(e_c + e_i)$ が加わるが、 e_i は理論計算、実測共に困難であり、 e_c は製造条件によつても変動する。

そこで、 E_d の式に (2-58) 式が成立すると仮定して (2-60) 式の E_d と等しいとおくためには、 $\pi = \frac{3}{2}$ と仮定したこと、および E_d に簡単な (2-58) 式が成立すると仮定したたつの補正 e_π を加えて、

$$E_d = 1.5 \frac{I_b}{g_m} = E_c + \frac{E_b}{\mu} + e_c + \xi + e_n \dots\dots\dots (2-64)$$

で表わせばよい。

ここで、接触電位差 e_c 、初速度及び空間電荷による ξ 及び「 $n = \frac{3}{2}$ 」
 $\cdot E_d$ は (2-58) 式」と仮定したための補正 e_n を加えて「補正電圧
 ΔE_c 」の概念を導入すれば、

$$E_d = E_c + \frac{E_b}{\mu} + \Delta E_c \dots\dots\dots (2-65)$$

$$\text{但し、} \Delta E_c = e_c + \xi + e_n$$

動作点及び E_d がわかっている場合、その E_d を与える所要の μ は

$$\mu = \frac{E_b}{-E_c + E_d - \Delta E_c} \dots\dots\dots (2-66)$$

となる。

従って、 ΔE_c の値がわかれば、(1) 新品種設計に当たり、動作点
 (E_c, E_b) 及び I_b, g_m が与えられているから、(2-60)(2-66)
 式より所要の μ を計算し、(2-61) 式の所要のパービアンズと合わ
 せてその品種の電極寸法を計算することができる。又、(2) μ 及び g
 がわかっている場合、ある動作点 (E_c, E_b) における I_b, g_m
 を簡単に計算できる。

本節ではこの「補正電圧 ΔE_c 」の概念を入れて ΔE_c を求めた所、
 μ の大、小によるグループ別に一定の値を有することがわかったので、
 この方法についてつべる。

2.5.2 補正電圧 ΔE_c の値

前節で述べた通り、補正電圧 ΔE_c の値がわかれば、簡単に3極管特性を計算することができるが、 ΔE_c は e_c , E_b に e_{c2} が加わったもので、 e_{c2} だけを考えてもこれを理論的に求めることはむづかしい。そこで (2-65)(2-66) 式より、 I_b , G_m , E_c , E_b , μ がわかっている時、 ΔE_c は

$$\Delta E_c = E_a - E_c - \frac{E_b}{\mu} \quad (2-67)$$

で表わされるから、実験的手段として、日本、アメリカ及び欧州で生産されている代表的受信管の規格値における ΔE_c の値を計算した。

計算に当たってこれらの受信管を次の種類に分類した。

- (a) *Medium μ* ($\mu = 15 \sim 40$) の3極管
- (b) *High μ* ($\mu = 41$ 以上) の3極管
- (c) *Low G_m* ($G_m = 3m\Omega$ 以下) のシャープカットオフ5極管
- (d) *High G_m* ($G_m = 3m\Omega$ 以上) のシャープカットオフ5極管
- (e) *Vari μ* の5極管
- (f) ビーム出力管
- (g) 出力用5極管及び *Low μ* ($\mu = 14$ 以下) の3極管

この結果を附録第ノ表に示した。なお、4極管以上の多極管は、すべて3極管接続の時の特性値より計算した。これらの結果より品種数が多い日本及びアメリカ系受信管に注目して次のことがわかる。

- (a) *Medium μ* の3極管

3つのグループに分けられる。すなわち、 $\mu = 15 \sim 25$, $E_d = 4 \sim 8V$, $E_c = -6 \sim -11V$ のもの 14 品種は、 ΔE_c が $+0.7V$

$\sim 4V$, その平均値 $= +1.05V$ で、割合よく揃っている。

次に、 $\mu = 30 \sim 40$, $E_d = 2 \sim 3V$, $E_c \approx -1V$ で、パービアンスの比較的高い 6 品種では、 ΔE_c が $+0.45 \sim +0.65V$ 、その平均値 $= +0.52V$ で、よく一致し、更にパービアンスの高いグリッドに金メッキを施したものは、ニュービスターも含め更に低くなり $-0.1 \sim +0.3V$ 、その平均値 $= +0.17V$ である。

(b) *High* μ の 3 極管

2 つのグループに分けられる。 $\mu = 50 \sim 100$, $E_d = 1 \sim 2.7V$, $E_c = -1.5 \sim -3V$ で、 G_m の低い 10 品種は、 ΔE_c が $+0.4V \sim +0.9V$ 、その平均値 $= +0.61V$ で大部分 $+0.5 \sim +0.65V$ であり、 G_m が $9 \sim 11 mV$ のものはフレームグリッド、ニュービスターを含め、 ΔE_c が $+0.15 \sim +0.5V$ 、その平均値 $= +0.28V$ である。

(c) *Low* G_m シヤーフ・カットオーフ 5 極管

品種も少なく余り重要ではないが、 $\mu = 19 \sim 23$ で、 ΔE_c は $+0.5 \sim +0.9V$ 、その平均値 $= +0.7V$ である。

(d) *High* G_m シヤーフ・カットオーフ 5 極管

2 つのグループに分けられる。 $E_d = 2 \sim 3V$, $E_c = -1 \sim -2V$, $G_m \approx 5 mV$, $\mu \approx 40$ の 9 品種は、 ΔE_c が $+0.3 \sim +0.7V$ 、その平均値 $= +0.54V$ で、*Medium* μ の $\mu = 30 \sim 40$ のものと近似した値を示し、更に G_m の高い 6AH6, 12BY7A では、 ΔE_c は低くなっている。

(e) *Variable* μ の 5 極管

4 つのグループに分類した。*Vari* μ は一括表示したので、正確な分布としていないように見受けられるが、 μ と E_c , G_m の値毎に分類すると、傾向的にシヤーフ・カットオーフのものと同様した値

を示している。

(f) ビーム出力管

$\mu = 4 \sim 10$, $E_d = 10 \sim 18V$, $E_c = -10 \sim -20V$ のものが大部分で、9品程の ΔE_c は、 $+1.5 \sim +4.0V$ 、その平均値 $= +2.6V$ である。

(g) 出力用5極管及び *Low* μ 3極管

出力管は μ のわからないものが多く品程数が少ないのではっきりしたことは言えない。*Low* μ 3極管は、 $\mu = 4 \sim 9$ の4品程がビーム出力管と同様高い値を示し、 $\mu = 13$ の品程は *Medium* μ 3極管に近い値になっている。又、 $\mu = 2$ の 6AS7G は $\Delta E_c = +6.6V$ で非常に高い値を示す。

次に、欧州系受信管について見ると、上にのべた分類に従って、日本、アメリカ系と非常によく類似した値を与えていることがわかる。両者の ΔE_c の平均値を比較すると、第2-10表になる。

第2-10表 日本・アメリカ系と欧州系受信管の ΔE_c の比較

受信管の分類	日本・アメリカ系		欧州系	
	品程数	ΔE_c の平均値	品程数	ΔE_c の平均値
$\mu = 15 \sim 25$, $E_d = 3 \sim 8V$, $E_c = -6 \sim -11V$ の3極管	14	+1.05	8	+0.99
$\mu = 50 \sim 100$, $E_c = -1.5 \sim -3V$ の G_m の低い3極管	10	+0.61	13	+0.57
<i>Low</i> G_m シヤープカットオフ5極管	4	+0.7	4	+0.7
<i>High</i> G_m シヤープカットオフ5極管	9	+0.54	8	+0.63
ビーム出力管	9	+2.6	—	—
出力用5極管	—	—	8	+2.3

註記：欧州系にはビーム出力管は少ないので、出力用5極管が日

本・アメリカ系のビーム出力管に相当する。

第2-10表及び附録第1表よりわかる通り、特性、構造、設計基準、動作条件等が大巾に異なる両者が、非常に類似した ΔE_c の値を有している。

そこで、これらの結果を総合して、 ΔE_c は次の傾向を持っている。

1. ΔE_c の値はグループ別に一定の値を示す。これは *High G_m* 及び *Variable μ* の5極管、出力用5極管、ビーム出力管、*Low μ* の3極管等の例からわかる如く、すべて μ （多極管の場合は3極管接続の μ ）で左右され、その値は μ が小さくて E_d の高い程大きく、 μ が大きくなって E_d が低くなるに従って減少する。又、同一の μ では G_m の高い程、 E_d の低い程 ΔE_c が低くなる傾向がある。 ΔE_c はグリッドに金メッキをすると、 e_c が小さくなって低くなるので、Fig. 2-11に筆者が設計した代表的品種の内、金メッキの影響のないものをえらんで、 μ と ΔE_c の関係をプロットした。

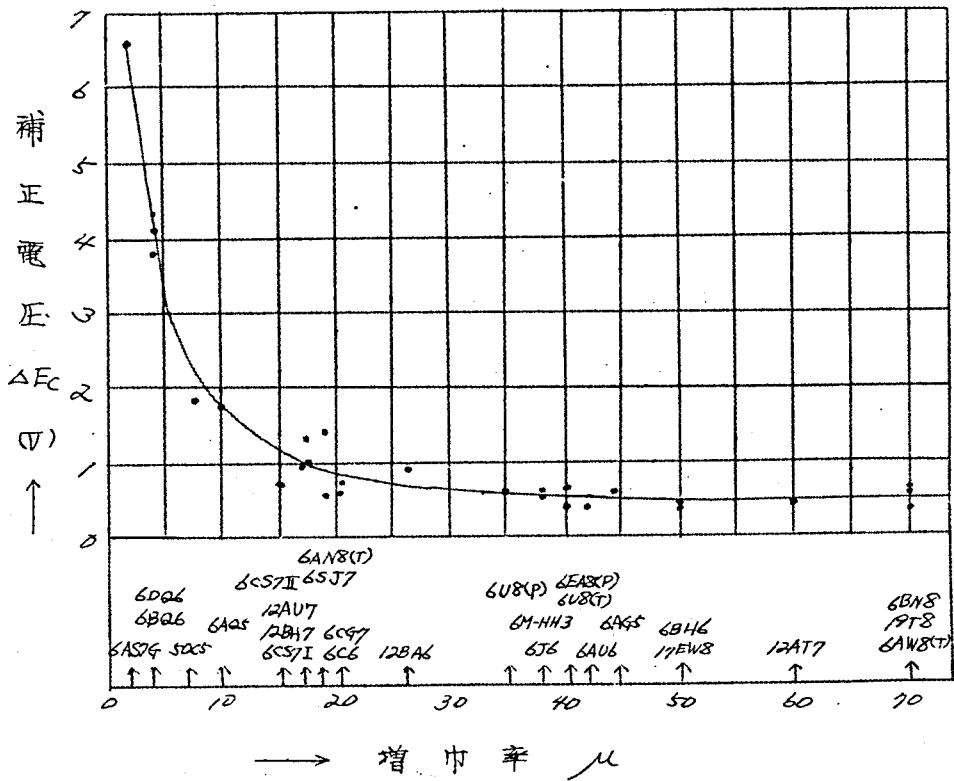
2. *Medium μ* 、*High μ* の3極管、*High G_m* の5極管、ビーム出力管等でわかる通り、同一グループ内の ΔE_c のバラツキは比較的少なく、よく揃っている。

ここで、*Medium μ* の3極管と、ビーム出力管を例にとつて(2-60)(2-65)式より ΔE_c の分布が I_b の変化に如何に影響するかを調べた。

(a) *Medium μ* の3極管

14品種の E_d の平均値 = +6.0 V, ΔE_c の平均値 = 1.05 V, ΔE_c が附録第1表より ± 0.3 Vの分布を有する場合、 E_d

Fig. 2-11 μ と ΔE_c の関係



は 5.7V と 6.3V の分布になるから、この $\frac{3}{2}$ 乗で I_b は

$E_d = 5.7V$ の時の I_b は 6.0V の場合の 93%

$E_d = 6.3V$ の " " " 107%

になる。

(b) ビーム出力管

同様にして E_d の平均値 = 136V, ΔE_c の平均値 = +2.6V,

ΔE_c が第1表より $\pm 1.0V$ の分布を有すると、 I_b は $\pm 10\%$ 変化する。

従って、新品種の設計に当たり、 ΔE_c をグループ別、あるいは μ の値から求めて計算した場合、 I_b は $\pm 5 \sim 10\%$ 以内の誤差で

計算し得る可能性のあることがわかる。

なお、附録第2表に、フレームグリッドを有する特に G_m の高い受信管の ΔE_c の値を参考のために示した。

2.5.3 動作条件と ΔE_c の値の関係

補正電圧 ΔE_c は接触電位差、および等価極管の式による補正電圧等が含まれているから、同一品種でもその動作点、波形電界効果の有無、接触電位差の大小等により変化することが予想されるので、この関係についてつべる。

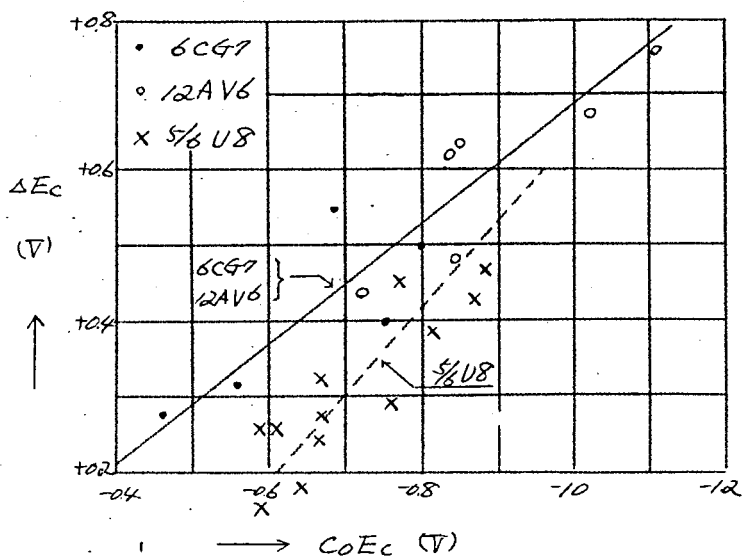
(a) 真の接触電位差と ΔE_c の関係

ΔE_c には接触電位差 e_c が含まれているから、同一品種でも製造条件、グリッドの仕事函数の差（金メッキの有無により大巾に変化する）により、真の接触電位差が変化すれば、その分だけ ΔE_c の値が変化する。

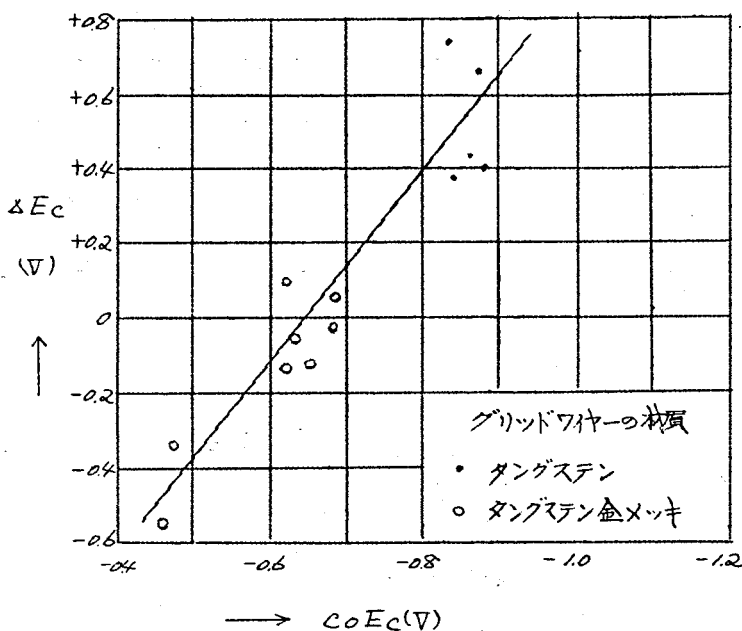
筆者はカソードの仕事函数が一定の場合、2極管接続にして、グリッドに加える電圧をかえて、(+) のグリッド電流 ($+I_c$) が 0.5 μA 流れた時のグリッド電圧を $C_0 E_c$ で表わすと、この変動はグリッドの仕事函数の変化を表わし、 $C_0 E_c$ で接触電位差の差を表わし得ることを確かめて⁽²⁻¹⁹⁾いる。そこで、筆者のいる量産工場で生産された代表的な受信管を生産期毎に 5 ~ 15 本の試料を抜き取って計量した特性の平均値より、 $C_0 E_c$ と ΔE_c の関係を求めて Fig. 2-12 に示した。カーブの傾斜は品種により異なるが、予想どおり $C_0 E_c$ 、従って接触電位差と ΔE_c はよい相関を有している。

Fig. 2-12 $CoEc$ と ΔEc の関係

(a) 6CG7, 12AV6, 5/6U8



(b) 6R-HH8



そこで、同一品種でも使用材料により接触電位差が変化し、 ΔE_c の変わる一例として6CG7と12BH7Aでグリッドワイヤーにモリブデン(Mo)及びマンガン、ニッケル(MnNi)を挟った時と、モリブデンの金メッキワイヤーを挟った時の特性、 $CoEc$ および ΔE_c の値を第2-11表に示した。Mo又はMnNiとMoの金メッキワイヤーでは、グリッドの仕事函数のために接触電位差が異なるので、 I_b 、 G_m 等を同一にするためにTPIをかえて μ を補正しているが、 $CoEc$ に従って ΔE_c の変化していることがわかる。

第2-11表 6CG7, 12BH7Aの $CoEc$ と ΔE_c の関係

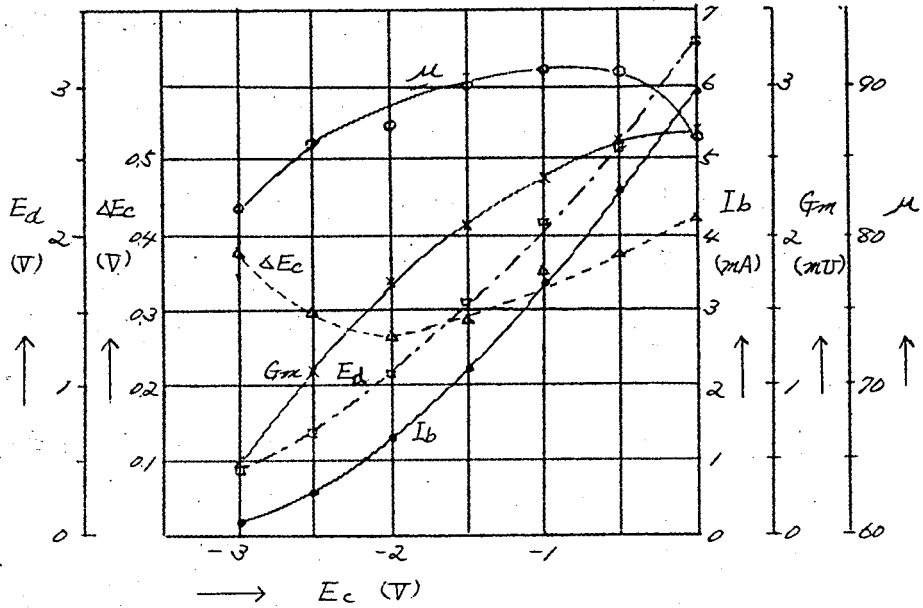
項 目 品 種	グリッドワイヤー の 材 質	I_b (mA)	G_m (mV)	μ	$CoEc$ (V)	E_d (V)	ΔE_c (V)
6CG7	Mo	7.75	243	2086	0.84	4.78	+0.78
	Mo金メッキ	8.14	249	19.7	0.55	4.92	+0.22
12BH7A	MnNi	10.9	3.19	17.0	1.05	5.12	+0.92
	Mo金メッキ	13.0	3.40	15.8	0.55	5.75	+0.45

(b) 動作点と ΔE_c

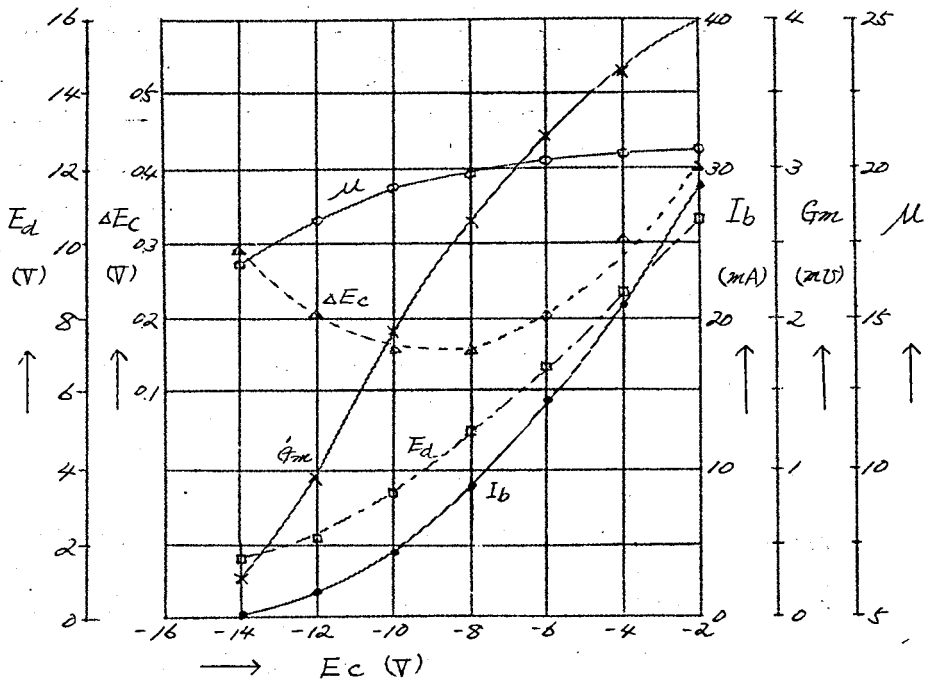
バイアス電圧をかえて動作点を変化させた時の ΔE_c の変化を知るために、12AX7, 6CG7についてヒータ電圧、プレート電圧を一定にして、 E_c をかえた時の I_b 、 G_m 、 μ を測定し、これから E_d 、 ΔE_c を計算して、その平均値をFig.2-13に示した。 E_c が深くなるに従って、 E_d は I_b と類似した形状で減少するが、 ΔE_c はカットオフで再び増加して、通常の動作点、すなわち、 I_b 、 G_m が直線に近く、 μ が平坦な点で最も低くなっている。この他、6AQ5、6CB6についても、同一傾向を有し、 ΔE_c の高い点

Fig. 2-13 E_c と I_b , G_m , μ , 及び E_d , ΔE_c の関係

(a) 12AX7 ($n=2, 4$ unit) (グリッド金メッキなし)



(b) 6CG7 ($n=2, 4$ unit) (グリッド金メッキ)



が E_c が 0 またはカット オフ 近辺で、動作条件として異常な点であることを考えると、普通の動作条件では、バイアス電圧の変化による ΔE_c の変動は少なく、製造条件、材料等による変動以下であることがわかる。なお、Fig. 2-13 で 2.3 節でも述べたように、普通の動作条件での μ の変化も、 E_c に対して少ない。

次に、ヒータ電圧の変化による ΔE_c の変動を見るために、12A×7 の定格条件における ΔE_c 及びグリッド電流を少なくして直流増巾に使用するために、ヒータ電圧を 12.6V より 9.0V にして、 I_b も数十 μA にした^{特殊}条件での ΔE_c を求めて、第 2-12 表に示した。このデータは $n=100$ の平均値であるが、若しく動作条件が異なっているにかかわらず、 ΔE_c の差は約 0.2V である。

第 2-12 表 12A×7 の定格条件と特殊条件の ΔE_c の比較

項 目 動作条件	E_f (V)	E_b (V)	E_c (V)	I_b	G_m (μV)	μ	E_d (V)	ΔE_c (V)
定格条件	12.6	250	-2	^{mA} 1.425	1861	92.26	1.145	+0.445
特殊条件	9.0	80	-0.8	89 μA	378	86.15	0.383	+0.26

(c) 波形電界効果のある場合

2.3 節で波形電界効果のある場合、 $^\circ/deg$ で μ が変化することを述べた。ここでは第 2-6 表で述べた 6R-HH2 のデータから、 $^\circ/deg$ と ΔE_c の関係を求めて第 2-13 表に示した。この 6R-HH2 は最初の 3 ロットと後の 2 ロットは 2 回に分けて製作されており、製造条件の変動によって ΔE_c は変化しているが、 $^\circ/deg$ により μ は変化するに拘らず、 ΔE_c は一定である。

第2-13表 g/d_{cg} と ΔE_c の関係 (6R-HH2の場合)

$d_{cg} (mm)$	g/d_{cg}	$I_b (mA)$	$G_m (mV)$	μ	$E_d (V)$	$\Delta E_c (V)$
0.0965	1.18	5.61	6.92	41.2	1.22	-0.03
0.085	1.35	6.18	7.22	39.14	1.28	0
0.0675	1.7	6.9	7.43	36.43	1.4	-0.06
0.075	1.53	6.91	7.44	37.41	1.39	-0.1
0.0655	1.75	7.73	7.73	35.46	1.50	-0.2

註記: 測定条件 $E_f = 6.3 V$, $E_b = 90 V$, $R_K = 120 \Omega$

2.5.4 ΔE_c の実測値と特性の計算例

(a) ΔE_c の実測値

ΔE_c の実測値を知るために、国産各社、すなわち、筆者のいる K 社 (神戸工業) 及び T 社、H 社、N 社の各種受信管の ΔE_c の値を第2-14表に示した。ここで、K 社は2.2~2.4節と同様、筆者のいる量産工場の生産期毎に抜き取った試料の特性の平均の総平均、T、H、N 社はそれぞれ2~3回に分けて入手した5~15本の特性の平均値より計算して、 ΔE_c を求めたもので、参考のために規格値の ΔE_c とグリッドの金メッキの有無を併記した。

第2-14表 国産各社球の ΔEc の値

ΔEc 品 種	K 社		T 社		H 社		N 社		規格値に おける ΔEc
	AuPl	ΔEc	AuPl	ΔEc	AuPl	ΔEc	AuPl	ΔEc	
6C47	O	+0.49	X	+0.82	X	+0.74	X	+0.76	+0.7
12AU7	X	+1.06							+0.97
12BH7A	O	+0.69	X	+0.65	X	+1.38	X	+1.07	+1.38
6SN7-GT	O	+0.38							+0.7
5AN8(T)	O	+0.85	X	+0.86			X	+1.04	+1.4
6J6	X	+0.57							+0.63
6M-HH3	X	+0.64	X	+0.62	X	+0.72	X	+0.50	+0.57
4R-HH2	O	+0.1	O	+0.01	O	+0.39	O	-0.14	+0.14
12AX7	X	+0.36			X	+0.56	X	+0.54	+0.62
12AV6	X	+0.68	X	+0.65	X	+0.86			+0.62
19T8	X	+0.79							+0.68
6BN8(T)	X	+0.55							+0.39
12AT7	O	+0.26							+0.56
17EW8	X	+0.51							+0.52
6AW8(T)	X	+0.74							+0.64
6AU6	O	+0.05							+0.47
6U8(P)	O	+0.28	X	+0.82	X	+0.58			+0.64
5AN8(P)	O	+0.04	X	+0.5			X	+0.62	+0.46
3CB6	O	-0.23	X	+0.6	X	+0.37			0
12BY7A	O	+0.38	O	+0.12	O	-0.05	O	+0.31	+0.25
12BA6	O	+0.47	O	+0.5	O	+0.12			+0.97

ΔE_c 品 種	K 社		T 社		H 社		N 社		規格値に おける ΔE_c
	AuPl	ΔE_c	AuPl	ΔE_c	AuPl	ΔE_c	AuPl	ΔE_c	
3BZ6	○	-0.46	×	+0.18	×	+0.06	×	+0.20	+0.11
6R-R8	○	-0.69							—
6R-R8C	○	-0.65							—
6AQ5	○	+1.8							+1.75
50C5	○	+0.25	○	+1.0	○	+1.3			+1.8
6CL6	○	+0.58							+0.27
5763	○	+1.3							+1.55
4M-P12	○	+0.80	×	+0.81	○	+0.35	×	+1.0	—
6AS7-G	○	+5.1							+6.6
6080	○	+5.5							+6.6

註記： 1. AuPl (金メッキ) の欄に○印は、グリッドワイヤーに金メッキしたもの、×印は金メッキなしのもの。

2. 空欄はデータのないことを表わす。

この表から次のことがわかる。

1. K社球、国産各社及びアメリカ各社で金メッキなしの品種の ΔE_c は、バラツキの範囲でよく一致している。例えば 12AU7, 6J6, 6M-HH3, 12AX7, 12AV6, 19T8, 6BN8, 12EW8, 6AW8 (T) 等である。又、逆に各社共金メッキを行なっている品種、例えば 4R-HH2, 12BY7A, 6CL6, 6AS7G, 6080 等の ΔE_c もよく一致している。
2. 国産他社、又はアメリカでは金メッキなしであるが、K社のみ金メッキしている品種、例えば 6CG7, 12BH7A, 6SN7

-GT, 5AN8(T), 12AT7, 6AU6, 5AN8(P), 3CB6, 12BA6, 3BZ6等では、接触電圧差の差が表われて、K社のみ ΔE_c が小さくなっている。但し、国産他社でもメッキなしのもの、例えば6CG7, 12BH7A, 3CB6, 3BZ6等の ΔE_c は大きく、金メッキしている12BA6の ΔE_c は規格値の値より小さい。

3. Medium μ の3極管で E_c の大きいグループのH社4品種、N社5品種の ΔE_c の平均値はそれぞれ+0.97V及び+0.9Vで、第2-10表の日本及びアメリカ系の平均値=+1.03V、欧州系の平均値=+0.99Vと類似した値を示している。

4. フレームグリッドを用いた6R-R8, 6R-R8Cの ΔE_c は-0.65~-0.69Vで、附録第2表の値に類似している。

これらの結果から、金メッキの有無による接触電圧差の差を考えると、K社球も設計、製造条件の全く異なる国産各社球も、何れも ΔE_c の値は2・5・3節で述べた結果が成立しており、Fig 2-11の関係をそのまま適用することができる。

(b) ΔE_c による3極管特性の計算例

補正電圧 ΔE_c がわかっている時は $\frac{3}{2}$ 乗法則を利用して(2-60)(2-65)式よりある動作点(E_c 及び E_b)の I_b , G_m の値、あるいは逆に(2-64)(2-66)式よりその I_b , G_m を与えるに必要な μ の所要値等を計算できる。その一例として新品種 6R-HH8と7M-P/8の計算例をのべる。

(1) 6R-HH8の設計目標

9MTの双3極管、フレームグリッドを有するHigh G_m 管、

TVチューナー用.

$$E_f = 6.3V, I_f = 0.4A, E_b = 110V, E_{c1} = -1V$$

$$\text{で, } I_b = 18 \sim 25mA, G_m = 15 \sim 20mD$$

先ず μ の近似値は30~50. しかも G_m の高いことから予想される ΔE_c は、附録第1表よりグリッドに金メッキなしで+0.3~+0.5Vである。又、類似品種の ΔE_c は

7DJ8	金メッキなし	+0.35V
D3a	"	+0.39V
7586	"	+0.31V
6FW8A	金メッキ	-0.1V
C3g	"	-0.34V
417A	"	-0.2V

等である。そこで、これらを総合して、カソード温度が7DJ8より高いことも考慮し

$$\text{金メッキなしの時} \quad \Delta E_c = +0.4V$$

$$\text{金メッキの時} \quad \Delta E_c = -0.1V$$

とした。

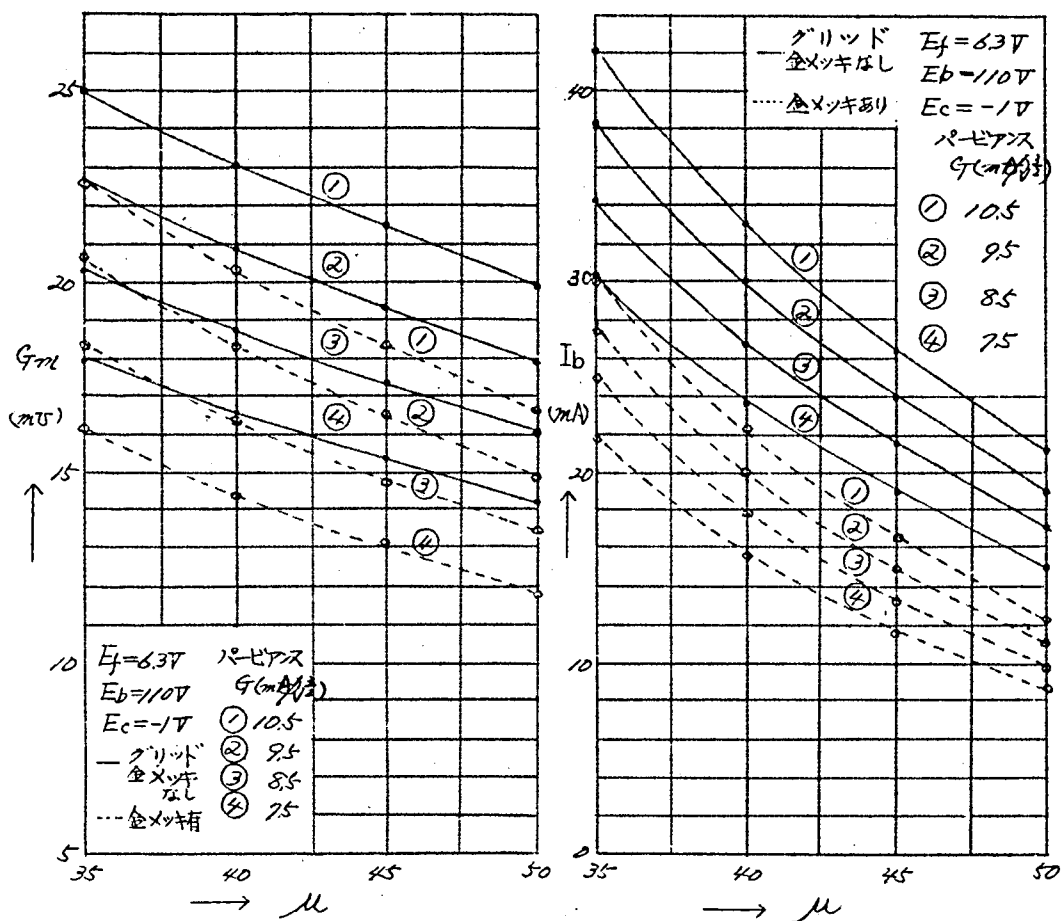
この ΔE_c を用いて、 μ とパービアンス G の変化した時の、 I_b , G_m を計算してFig. 2-14に示した。又、グリッドの厚さMODを一定にして、degとTPIを変化した試作球の I_b , G_m , μ のデーター、この時のパービアンス G 及び ΔE_c の値、Fig. 2-14による I_b , G_m の計算値を第2-15表に示した。

6R-HH8は固定バイアスで G_m が高いので、 ΔE_c の僅かな変動で I_b が大巾に変化するが、このデーターからわかる通り、実測値と計算値はよく一致しており、あらかじめFig. 2-14の

Fig. 2-14 6R-HH8 I_b , G_m の計算値

(a) 相互コンダクタンス

(b) フォレート電流



第2-15表 6R-HH8の試作球のデータと計算値

試験番号	グリッドのTPI	金メッキの有無	実 測 値					Fig. 2-14による計算値	
			I_b (mA)	G_m (mV)	μ	$G_{m, \text{calc}}$ (mA/V)	ΔE_c (V)	I_b (mA)	G_m (mV)
I	388	ナ シ	28.3	17.7	37.7	7.65	+0.47	27.4	17.3
	"	有	16.1	15.1	39.9	7.96	-0.09	16.8	15.3
	410	ナ シ	21.5	15.9	42.6	7.44	+0.45	20.8	15.7

試験番号	グリッド TPI	金メッキ の有無	実 測 値					Fig. 2-14に よる計算値	
			I_b (mA)	G_m (mV)	μ	$G_{m\frac{1}{2}}$ (mA/V ^{1/2})	ΔE_c (V)	I_b (mA)	G_m (mV)
II	440	ナ シ	23.3	20.6	47.5	10.6	+0.37	23.7	20.9
III	450	ナ シ	21.6	20.0	49.5	10.4	+0.41	21.5	20.2
	"	ナ シ	18.3	17.4	50.5	9.2	+0.4	18.0	17.3

チャートを作っておけば、ある μ , G を有する受信管の I_b , G_m の値、あるいは逆にある I_b , G_m の受信管に必要な所要の μ , G の値を簡単に求めることができる。

(2) 7M-P18の設計目標

$$E_f = 2.5V, I_f = 0.6A, E_b = 200V, E_{c2} = 180V, \\ E_{c1} = -5V \text{ において, } I_b = 35mA, I_{c2} = 5.5mA, \\ G_m = 11mV$$

である。 G_m の高いパワー管であるから、グリッドは金メッキするとして μ の近似値は大体 20 になることが予測されるから、類似品種 6CL6 ($\mu = 22$, $\Delta E_c = +0.27V$), 6BQ5 ($\mu = 19$, $\Delta E_c = +0.45V$) も参考にして、 ΔE_c は $+0.3$ へ $+0.6V$ と考えられる。そこで、これを $\Delta E_c = +0.4V$ とすると、所要の μ は (2-66) 式より、 $\mu = 19.4$

又、(2-61) 式より所要のパービアンスは、5極管として電流分配を考えて、

$$G = 0.544 \times \frac{I_b + I_{c2}}{I_b} \times \frac{G_{m\frac{1}{2}}^2}{I_b^{\frac{1}{2}}} = 3.83 mA/V^{\frac{1}{2}}$$

である。従って、2・3節及び2・6節によりこの μ 及びパービ

アンスを与える電極寸法を設計することができる。この結果、

$TPI = 78$ で次の結果を得た (5本の平均値)。

$$I_b = 34.2 \text{ mA}, I_{c2} = 5.5 \text{ mA}, G_m = 10.88 \text{ mV} \\ \mu = 19.8$$

この μ は上に求めた所要の μ の値と2%の誤差で一致している。

(c) ΔE_c による3極管特性の計算

3極管の理論よりすれば、Dow の式等の考え方を進めて計算するものが本来であるが、理論の基点より必ず分子に μ 及び d_{gp} , d_{cg} の電極寸法が入り、計算の際あらかじめ仮定しなければならない項目が多く、これを計算結果で又補正して、両者が一致するまで繰り返さなければならない。又、 n の値を理論的に正確に求め得たとし、ても、整数にはならないから、 E_d^n の計算が面倒である。

これに対して、筆者の補正電圧による方法は、 μ の大小と類似品種より ΔE_c の値を決めれば、 $n = \frac{3}{2}$ として所要の μ 及びパービアンス、又は I_b , G_m 等を計算し得るもので、 $E_d^{\frac{3}{2}}$ をはじめ全計算は計算尺を利用し得、しかもその精度は十分高いもので、製造工場等において3極管特性の計算を行なうのに便利である。

2.6 パービアンズ

3極管の設計には、 μ の他にパービアンズを計算しなければならない。
パービアンズとは、(2-1)式又は(2-57)式で表わした時の G を
名付けたもので、 n の値によって左右されるので、 n が正確に決められ
ない現状では、パービアンズの明確な定義は決め難い。

最近、岡部氏⁽²⁻²⁰⁾が *Langmuir, Fry* の理論より $\frac{3}{2}$ 乗法則が成立す
るとした時の G を係数($k_i \times k_a \times k_v^{\frac{3}{2}}$)で割った値がパービアンズ
であるとしているが、これも計算式の結果を定義しただけで、この適否
を確認する手段はない。

補正電圧 ΔE_c の概念を入れて、 $n = \frac{3}{2}$ が成立する時、所要の G は
(2-61)式で、 I_b , G_m より計算できる。これを「 $\frac{3}{2}$ 乗法則の
パービアンズ」と名付けて同じく G で表わせば、この所要の G を与える
電極寸法を計算することができる。

しかし、パービアンズの計算には種々の問題がある。

1. カソードの表面が平滑でなく、中央と上下部で厚さ及び温度が不均一なこと、電子密度が不均一なこと等より、カソードの表面積 A_k 及び d_{cg} を正確に求めることができない。又、 d_{cg} は 0.1mm 以下のものもあって値が小さく、且つ、測定がむづかしいので、測定誤差により G が大巾に変化する。
2. 平行平面及び円筒電極は割合計算し易いが、楕円カソード、楕円グリッドを有するものの計算は不可能に近く、カソードの有効面積の考え方で、その都度解決する以外に方法はない。
3. パービアンズにも波形電界効果があり、 q/d_{cg} が大きくなると、 d_{cg} を小さくしても G は増加しなくなる。⁽²⁻²¹⁾
4. パービアンズの定義が明らかでない以上、計算の適否を確認する

方法は存在しない。

次に、河村氏の⁽²⁻²²⁾「Ratio Gm」を用いた解析、湯沢氏の⁽²⁻²³⁾データー等からも明らかな如く、大巾なエミッションの低下、動作点が零バイアス又はカットオフ近くの場合を除いて、パービアンスは一定で、主として幾何学的寸法で決定され、動作条件及び使用中には変化しないと考えてよい。そこで、筆者は次の方法でパービアンスを計算して、「 $\frac{3}{2}$ 乗法則のパービアンス」と比較することを試みた。

1. 計算式には次の式を用いた。(2-62)(2-63)のDow, Rothe u Klein もこれを用いている。

平行平面電極 $G = 2.33 \times 10^{-8} \frac{A_k}{deg^2} (A/V) \dots\dots\dots (2-68)$

円筒電極 $G = 14.66 \times 10^{-6} \frac{L}{R_g \beta^2} (A/V) \dots\dots\dots (2-69)$

但し、 β^2 は R_g/R_c により定まる定数

2. (2-68) 式の A_k はカソードの吹付長さ、横巾(角のR分として $0.1mm$ 引いた値)との積、(2-69) 式の L には吹付長さをとった。又、Formed round グリッドの Form された部分の面積(厚さで各 $0.4mm$)は、有効に効かないので、(2-69)の結果に $(\frac{2\pi R_g - 0.8}{2\pi R_g})$ を掛けたものを G の計算値とした。

3. A_k, deg, L, R_g 等は筆者のいる量産工場で生産されたものの設計値を用いた。 deg はカソードの収縮率を20%として計算した。

4. 実測値には μ と同様、量産工場より生産期毎に抜き取った試料の特性値の総平均より「 $\frac{3}{2}$ 乗法則のパービアンス」を計算して、上の計算値と比較した。

平行平面電極、Formed round グリッドを有する代表的品種の計算結果を第2-16表に示す。

第2-6表 パービアンスの計算結果

(a) 平行平面電極

品 種	項 目	カソード巾 (mm)	カソードの 吹付長さ (mm)	4K カソード面積 (mm ²)
12G-B3		4.97	27	263
12BY7A		3.22	13	81
6AW8A(P)		2.13	17	69
6CB6		2.59	7.2	35.3
6AN8(P)		2.53	7.5	36.5
6J6		3.33	7.25	23.5
6M-HH3		3.33	7.5	24.2
6BQ7A		1.22	7	15.6
6R-HH2		1.22	7	15.6
6AW8(T)		1.35	15	37.5

(b) Formed round グリッド

品 種	項 目	カソードの 吹付長さ (mm)	Rc (mm)	Rg (mm)
12BH7A		15	0.65	0.89
12AU7		11	0.435	0.655
6U8(P)		9	0.575	0.70
6U8(T)		9	0.575	0.695
6AU6		15.5	0.64	0.865
17EW8		9	0.645	0.775
12AT7		9.5	0.45	0.55

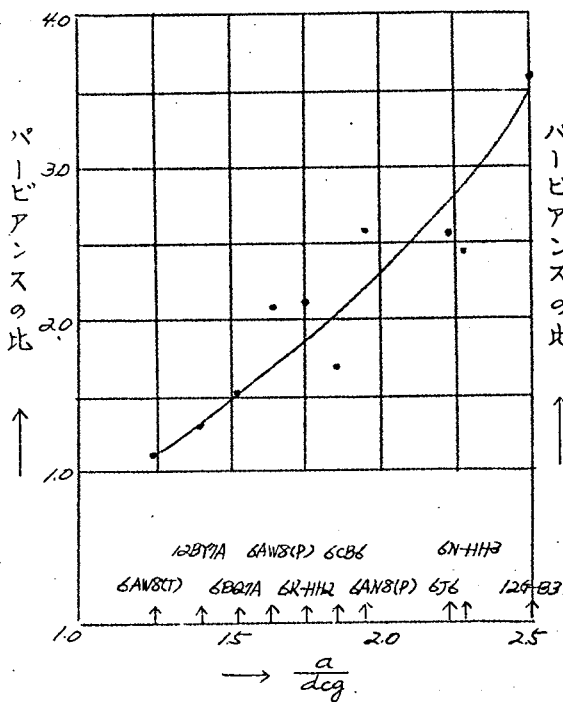
d_{cg} (mm)	$\frac{a}{d_{cg}}$	$G(\frac{a}{d_{cg}})$ 計算値 (2-88)式による	$G(\frac{a}{d_{cg}})$ 実測値 $\frac{3}{2}$ 乗法則の値	$\frac{\text{実測値}}{\text{計算値}}$ の 比
0.22	2.52	12.7	3.5	3.63
0.155	1.4	7.85	6.0	1.31
0.12	1.63	11.2	5.3	2.1
0.10	1.85	8.2	4.8	1.7
0.095	1.96	9.5	3.62	2.6
0.095	2.27	6.1	2.48	2.46
0.08	2.29	8.6	3.3	2.6
0.085	1.52	5.05	3.28	1.54
0.065	1.77	8.6	4.01	2.14
0.185	1.23	2.56	2.21	1.16

$\frac{a}{d_{cg}}$	$G(\frac{a}{d_{cg}})$ 計算値 (2-89)式による値	$G(\frac{a}{d_{cg}})$ 実測値 $\frac{3}{2}$ 乗法則の値	$\frac{\text{実測値}}{\text{計算値}}$ の 比
1.43	2.15	0.92	2.41
1.84	1.60	0.534	3.10
1.43	4.52	2.96	1.54
1.62	7.73	3.25	2.41
1.1	3.11	2.73	1.14
1.38	4.87	2.87	1.72
1.63	5.52	2.23	2.47

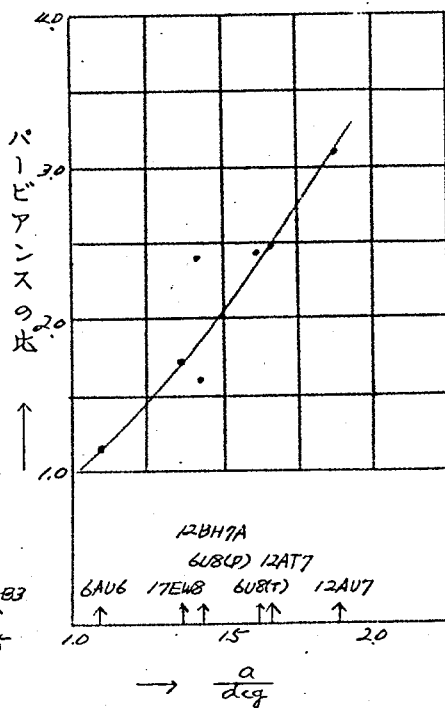
波形電界効果がパービアンスにも影響することをのべたが、第2-16表の $\frac{a}{deg}$ と実測値、計算値の比の関係をプロットすると Fig. 2-15 になる。平行平面、Formed round グリッドの両者共一定の相関を表わしている。従って、新品種設計に当たり、所要のパービアンスは、 I_b 、 G_m から「 $\frac{3}{2}$ 乗法則のパービアンス」として (2-61) 式より求め、 $\frac{a}{deg}$ を仮定して Fig. 2-15 より補正係数をかけた G を与える電極寸法を計算し、仮定した $\frac{a}{deg}$ と設計値の $\frac{a}{deg}$ が一致するまで、計算を繰り返せば、所要の特性を与える電極寸法を設計することができる。

Fig. 2-15 パービアンスの実測値と計算値の比と $\frac{a}{deg}$ の関係

(a) 平行平面電極の場合



(b) Formed round グリッドと円形カソードの場合



第3章 電極温度の計算と設計法

3.1 緒 論

受信管の設計に当たり、所要の電気的特性を満足する電極寸法を決定すると同時に、各電極の電極損失、従つて動作中の電極温度を計算して、適当な条件で動作するように、その形状、材料、寸法等を決定しなければならない。これは最近のように、受信管に小型化、且つ、高性能化が要求されている現状では、極めて重要な問題である。

しかるに、対象が熱的な問題で、計算が複雑、且つ、むづかしいこと、電極構造が多様であること、実測データを得るのが困難なこと等のために今まで余り研究されていない。すなわち、受信管では、種類が少なく測定が比較的容易なバルブについて、高信頼管用の過程で、周囲温度の変化した時の測定値、グリッド温度に関する *shade* 氏の簡単な報告等があるにすぎない。

そこで、筆者は電極温度の最も問題になるバルブ、プレート及びグリッドについて、代表的構造を有する受信管をえらんで、種々条件をかえた時の温度及び温度分布を測定して解析した。

バルブは、電極損失と最高温度との関係を示す実験的カーブを示して、測定値及び文献の値と比較すると共に、シールドケースの影響を測定した。

プレート温度では、温度分布、材料厚さの影響等より「実効平均温度」の概念を入れて、各電極よりの熱損失、バルブ温度も考慮に入れた計算方法を示し、代表的品種の定常状態及び周囲条件の変化した時のプレート温度の測定値と比較して、計算方法の正しいことを示した。

グリッドでは他電極との熱交換、ステム、マイカへの熱伝導等を考慮した計算方法を示して、フレートと同様、代表的品種のグリッド温度の測定値、温度分布、熱伝導量を比較して、計算方法の正しいことを確かめた。又、筆者が行なったこれらバルブ、フレート、グリッド温度の計算方法を用いて、設計する際の設計基準、注意事項等についてのべた。

3.2 バルブの設計

3.2.1 結 言

受信管の動作中バルブの温度は、その性能、特にライフに大きな影響を持っている。特に、出力管、整流管の如く、ヒータパワー、電極損失の大きい場合、バルブ外側にシールドをかぶせた場合、あるいは高温雰囲気中、所謂周囲温度の高い場合等に問題となる。

又、次節以降で述べるように、プレート、グリッドカラーの動作温度もバルブ温度によって左右され、これを決めなければ温度計算を行なうことができない。従って、設計に当たり、バルブ温度の決定方法は重要な問題となる。しかし、プレート等と異なり、これを理論的に計算することはむづかしいので、実測データ⁽³⁻¹⁾を基にして、バルブ温度とその設計方法について述べる。

バルブ温度の測定方法は、表面温度計又は熱電対を用いる方法と、変色又は熔融により温度を測定する示温塗料による方法に大別される。前者はバルブが熱の不良導体で、熱源が余り大きくないために、温度計とバルブの接触状態により、測定値が大幅に変動するので、主として後者が用いられている。この示温塗料にも種々あるが、筆者はアメリカの *Tempil Stick* を用いて、 $X^{\circ}\text{C}$ で熔けて $Y^{\circ}\text{C}$ で熔けない時は、平均値 $\frac{X+Y}{2}^{\circ}\text{C}$ をもって表面温度とした。普通 $X^{\circ}\text{C}$ と $Y^{\circ}\text{C}$ の差は 7°C であるから、測定値には $\pm 4^{\circ}\text{C Max}$ の誤差を含んでいる。

Tempil Stick の使用法に、ノ本ずつ順次被測定点に塗布する方法と、数種の *Stick* を細い粉末にして、混合したものを適当な方法ではりつけて、熔けたものの色から温度を知る方法とが考えられる。後者はシールドをかぶせた場合等、バルブ表面が露出せず直接眼で見られない時に便利である。この両者を用いて 19M-R10 (シールド

付き) 19R-P11 (シールドなし) について測定したデーターを第3-1表に示す。

第3-1表 測定法による測定値の比較

測定点 \ 測定法	Stick による方	粉末による方法
19M-R10シールド付き中央部	83 °C	90 °C
19R-P11シールドなし上部	97	104
〃 〃 中央部	104	111

この表からわかる通り、粉末による方が7°C高く出ている。これは明らかに熱の放散が妨げられることによるもので、この差は温度が高くなる程大きくなることが確かめられている。従つて、本節の測定はすべて Stick による方法で行なつた。

3.2.2 バルス温度の実測値と温度分布

バルス表面各部の温度分布を調べた。バルスは普通電子が衝突するプレート中央部と対向した面に近い所の温度が最も高く、上部及び下部は可成り低くなって居り、これと直角方向の各部は稍々低い温度で、同じ温度勾配を有すると予想され、この差はバルスが大きい程着しい。そこで、これを5T-50, T-38, T-29及びMT管のT-21について実測した。

Fig.3-1 ~ 3-4 に5U4-GB, 5U4-G⁽³⁻²⁾, 6AS7-G, 6080, 56-K22, 6R-P10, 19R-P11 のバルス温

度の分布を示す。これからわかる通り、バルブの軸方向（長さ方向）には何れも着しい温度分布を有し、フレート中央の対向面と、バルブ頂面では 100°C 以上の差を示すものも見られる。一方円周方向には、 $\angle R-P10$ 、 $5U4-GB$ の如く特殊な形状のフレートを有するものを除いて、その差は少ない。

ゲッターがバルブ表面に附着すると、その部分が黒くなって熱輻射が増大し、温度が低下する。例えば、 $5U4-GB$ 、 $5U4-G$ において、Fig. 3-1(a),(b)に示すように、B点、C点の温度がA方向では上昇しているにかかわらず、B方向で低下又は変化せず、実質的に $10\sim 20^{\circ}\text{C}$ 低くなっているのは、フレートに取り付けたゲッターがこの部分に飛散附着しているためである。又、 $\angle R-R8$ のバルブ上面の温度（シールド付き）も、ゲッターの附着した部分は 97°C 、附着

Fig. 3-1(a) $5U4-GB$ (バルブ T-38)

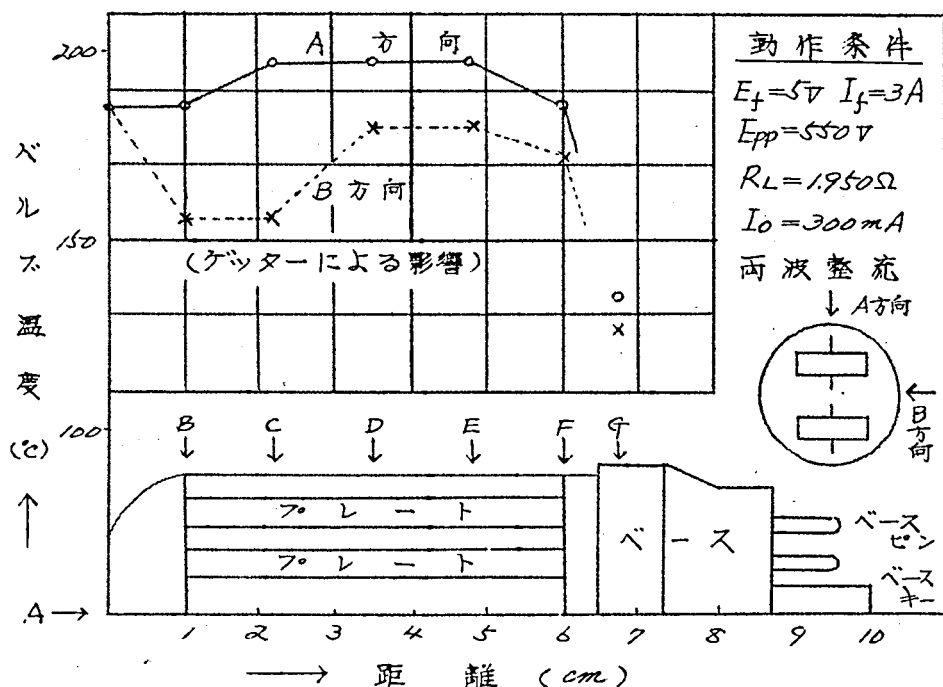


Fig. 3-1 (b) 5U4-G (バルブ・ST-50)

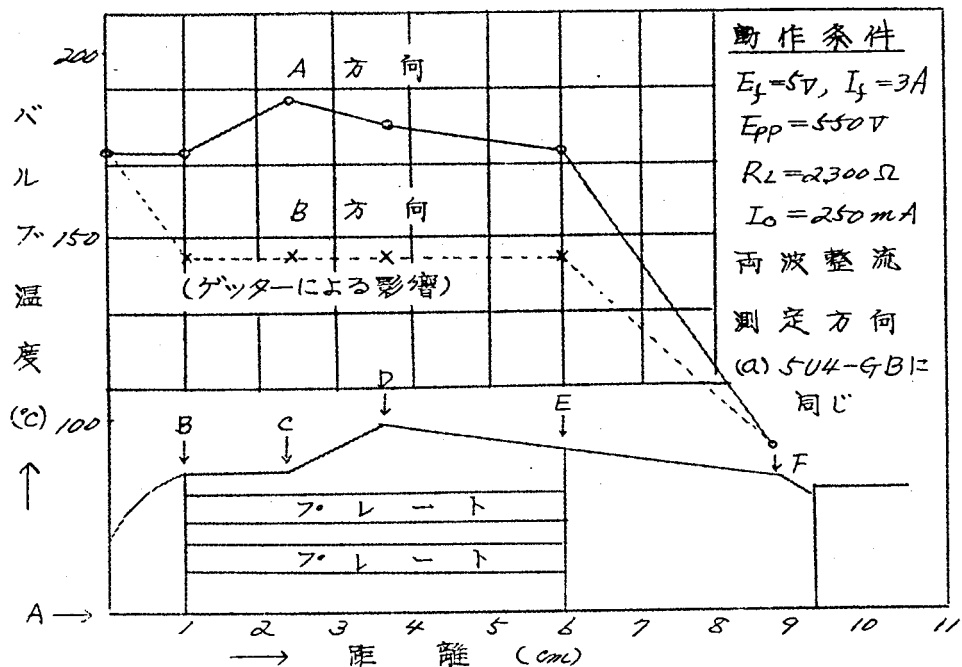


Fig. 3-2 (a) 6080 (バルブ・T-38)

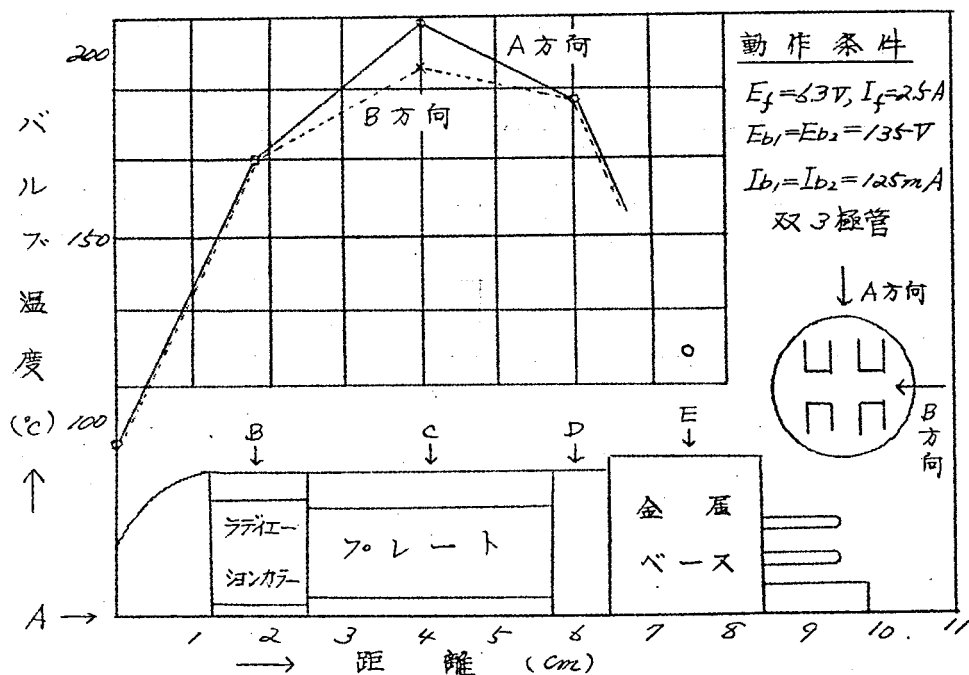


Fig. 3-2(b) 6AS7-G (バルブST-50)

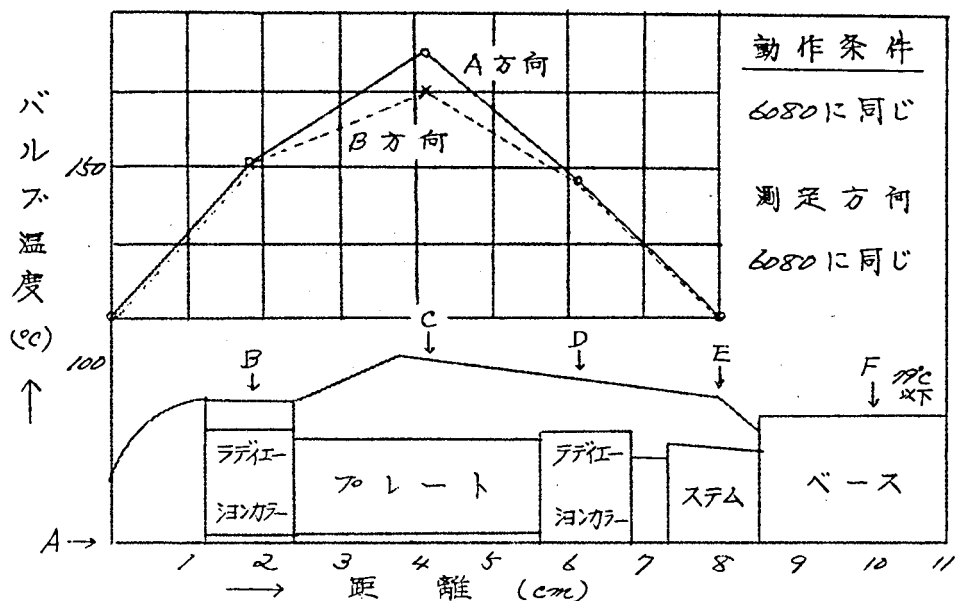
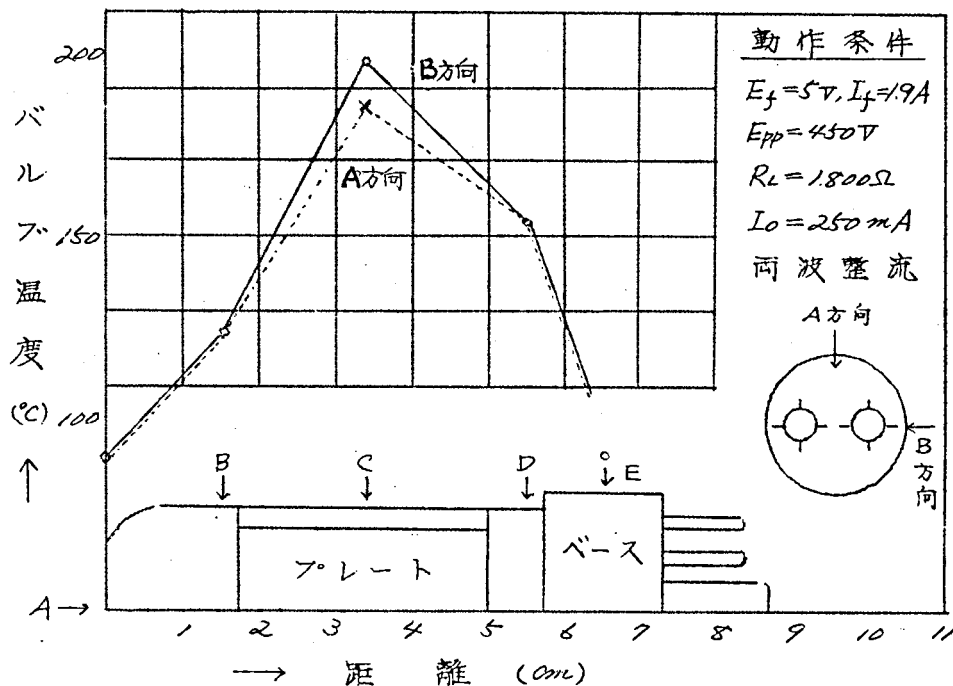


Fig. 3-3 5G-K20 (バルブT-29)



しない部分は 104°C で 7°C の差が認められる。従って、バルブ温度の
高い場合、ゲッターを附着させると、バルブ温度を低下させる効果と、
ゲッター作用が活発になる効果とを期待できる。

Fig. 3-4 (a) 19R-P11 (バルブ T-21-3)

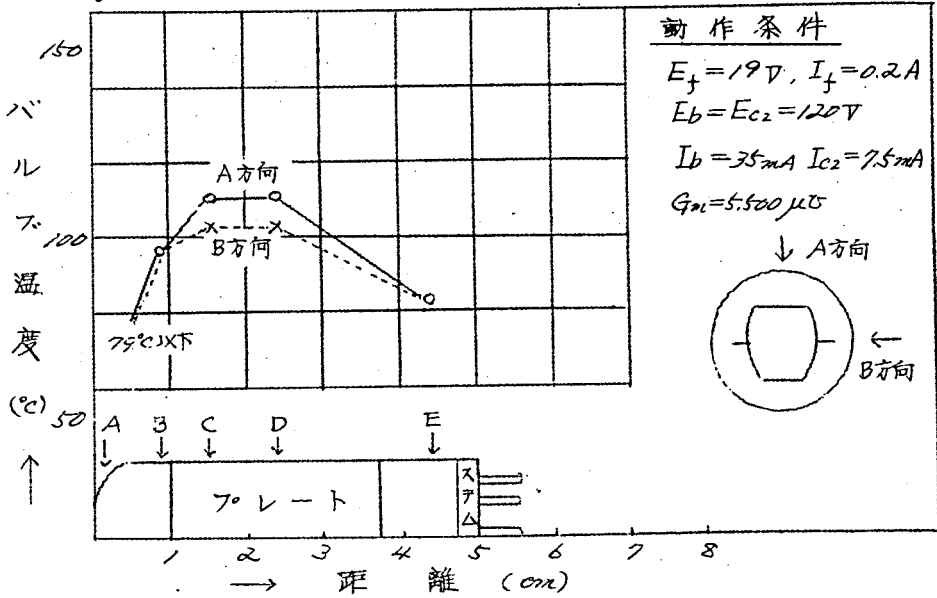
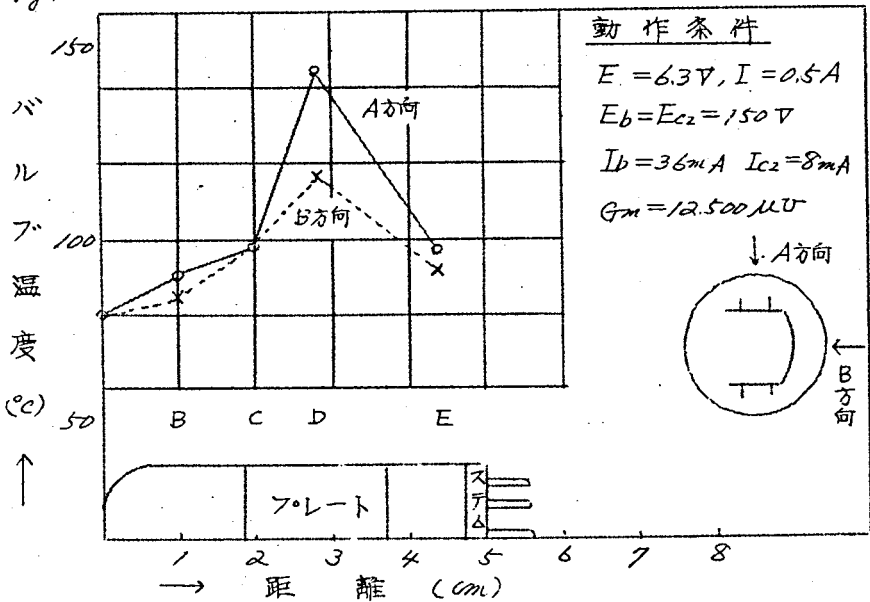


Fig. 3-4 (b) 6R-P10 (バルブ T-21-3)



バルブ温度がその表面積の大小により左右されることは明らかであるから、第3-2表に現在使われている主なバルブの表面積を示した。この表でGT管又はG管はベース上部のガラス部分、MT管はステム底面より上部のガラス部分の面積、すなわち、バルブの露出した部分の面積をとった。

第3-2表 各種バルブの表面積

バルブの種類 及び分類		直径 (mm)	長さ (mm)	表面積 (cm ²)	形 状
T-18	18-1	17.78	27.7	18.0	
	18-2	"	37.4	23.4	
	18-3	"	50.2	30.6	
T-21	21-1	20.62	27.7	21.3	
	21-2	"	39.0	28.6	
	21-3	"	50.2	35.9	
	21-4	"	61.5	43.3	
	"	"	67.1	47.0	
T-29	6BQ6	28.5	50	51.3	
	6AX4	"	58	58.3	
	12G-B3	"	63	62.8	
T-32	5AR4	31.5	55	62.3	
T-38	6080	38.1	62	85.6	
	6DQ5	"	63	86.6	
	5U4-GB	"	"	"	
ST-50	5U4-G	50.0	90	122	

同一品種でバルブの種類のみを変えた場合の例として、Fig. 3-2 の 6AS7-4, 6080 があげられる。(但し、ステムはバンタムとボタンと異なる。) 又、504-GB を T-38 と ST-50 に入れた場合、⁽³⁻²⁾ Fig. 3-1 の C 点相当部は変わらないが、D 点、E 点は A 方向で $7 \sim 14^{\circ}\text{C}$ 、B 方向で $30 \sim 35^{\circ}\text{C}$ 、それぞれ ST-50 の方が低くなっている。又、5AR4 を T-32 と T-29 に入れた場合も (T-29 の値を 5G-K20 として Fig. 3-3 に示した)、A 方向、B 方向共に中央部 C 点で 14°C 、上部 A 点で 7°C 、下部 D 点で 25°C 、それぞれ T-32 の方が低くなっている。

W. R. Jones ⁽³⁻³⁾ 氏は、その論文の中で、種類を変えた時のバルブの最高温度と、最大損失、バルブ表面積当たりの損失を示しているので、参考のため第 3-3 表に示した。

第 3-3 表 バルブの大きさによる最大損失の値

項 目	T-29	T-18	サフ. ミネチア
バルブ表面積 (cm^2)	68	26.5	11
最大損失 (W)	10.5	4.1	7.8
単位面積当たり損失 (W/cm^2)	0.275	0.63	0.71
周囲温度 23°C における 最高バルブ温度 ($^{\circ}\text{C}$)	160	255	280

3.2.3 バルブ温度

筆者は各種バルブを持った受信管について、全損失、すなわち、その受信管に加わるヒータパワー、グリッド損失、プレート損失等の総和を変化した時のバルブの最高温度⁽³⁻³⁾の温度を測定して、これを Fig. 3-5 に示した。(次頁参照)

504-GB, 504-G, 6R-R8, 19R-P11 等について偶々に行なった測定値、⁽³⁻⁴⁾Mills & Wright 氏の与えている 6AQ5 の測定値、⁽³⁻³⁾W. R. Jones 氏の 6C4, 6AH6, 5687, 12AU7 の電極損失をかえた時の測定値と、筆者の行なった Fig. 3-5 による値をそれぞれ比較して第 3-4 表に示した。

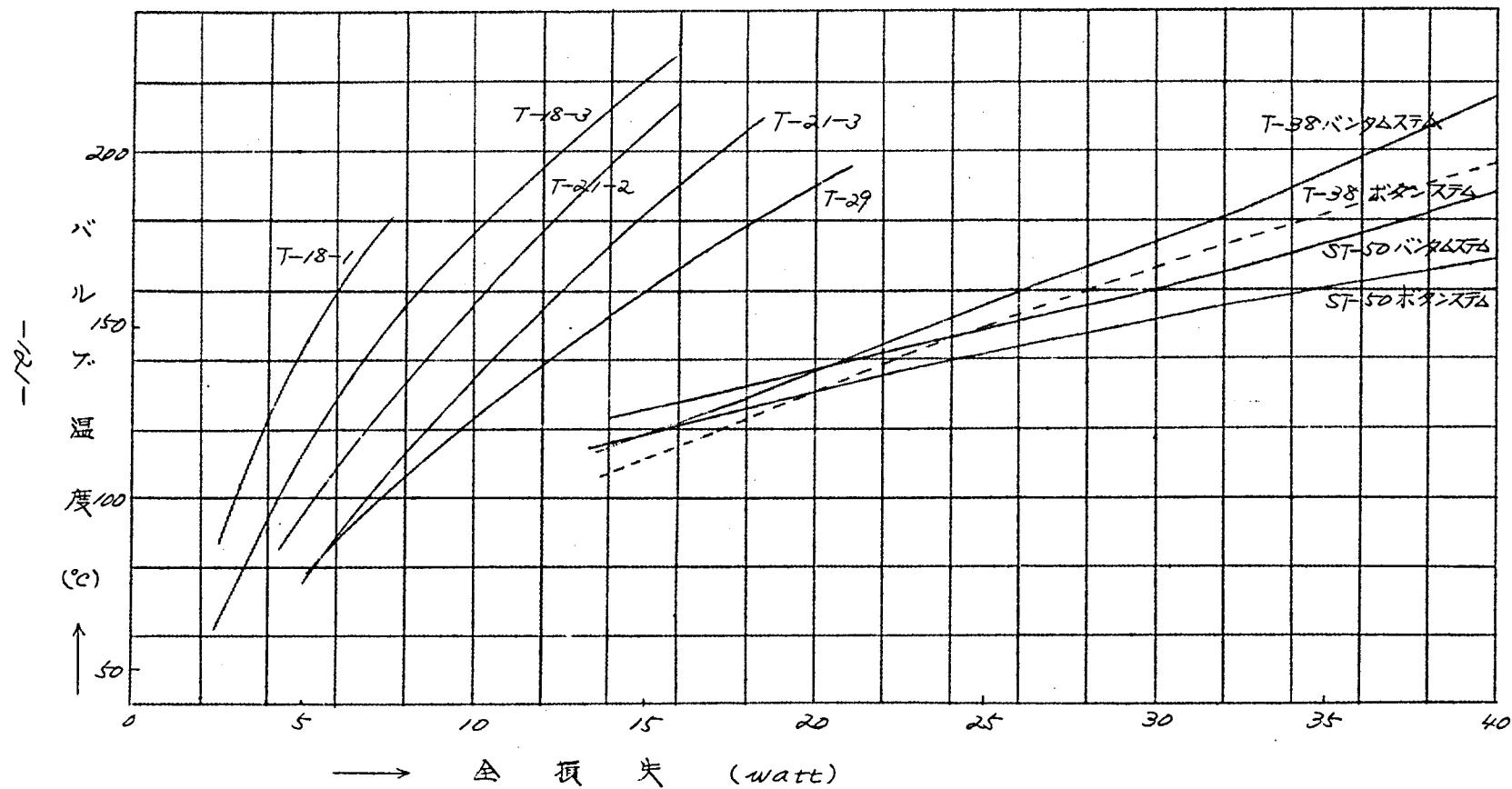
第 3-4 表 Fig. 3-5 より求めた値と実測値の比較

項 目 種	バルブおよび ステムの種類	全損失 (Watt)	データー の種類	バルブ温度(°C)		Fig 3-5 による 値(°C)
				A 方向	B 方向	
504-GB	T-38 ボタン	40.8	実測値	197	—	200
	ST-50 バンタム	"	"	197	—	190
504-G	ST-50 バンタム	40.4	"	186	—	188
5G-K20	T-29 ボタン	21.75	"	197	187	200
6R-R8	T-21-1 MT	4.3	"	90	90	87
6R-P10	T-21-3 MT	9.4	"	145	118	133
19R-P11	T-21-3 MT	8.1	"	110	104	114
19M-R10	T-18-3 MT	33.8	"	79 X _下	—	80
6AQ5	T-18-3 MT	8.0	Mills & Wright	148		154
		12.0	"	194		195
		16.0	"	232		227

項目 品 種	バルブおよび ステムの種類	全損失 (Watt)	データー の種類	バルブ温度(°C)		Fig. 3-5 による 値(°C)
				A方向	B方向	
6C4	T-18-2 MT	2.9	W.R. Jones	82		76
		3.9	"	98		96
		5.9	"	125		128
6AH6	T-18-3 MT	4.6	"	103		107
		5.3	"	116		119
		6.7	"	132		139
5687	T-21-3 MT	9.8	"	140		134
		12.0	"	155		155
		16.3	"	183		192
12AV7	T-21-2 MT	5.5	"	118		103
		7.9	"	146		135

筆者の測定法と Wright 氏、Jones 氏の測定法には相違が考えられること、バルブの種類も多いこと等の点はあるが、この表からわかる通り Fig. 3-5 による値は、実測値と $\pm 10^{\circ}\text{C}$ 以内でよく一致し、筆者の求めた Fig. 3-5 は十分の精度を有していることがわかる。

Fig. 3-5 各種バルブの表面温度



3.2.4 周囲条件の影響

バルブ温度はその受信管のおかれている条件、すなわち、周囲条件によって変化する。これをシールドケースを用いた時、及び周囲温度による影響について述べる。

(a) シールドケースの影響

受信管、特にMT管は、屢々バルブの外側にシールドケースを付けて使用されるが、この時バルブ温度が上昇する。そこで、6R-P10と19R-P11について、金属光沢を有するシールドケースを付けた場合と、黒化したシールドケースを付けた場合に、それぞれバルブ温度を測定した結果を第3-5表に示した。(但し、室温は13℃)

第3-5表 シールドケースの影響

測定条件 品 種	方 向	シールドケースなし			金属光沢シールド付き			黒色シールド付き		
		上部	中央部	下部	上部	中央部	下部	上部	中央部	下部
6R-P10	A	90℃	145℃	97℃	142℃	約230℃	140℃	131℃	198℃	131℃
	B	85	118	97	142	190	140	131	180	131
19R-P11	A	97	110	83	138	153	110	131	146	97
	B	97	104	83	138	145	110	131	138	97

註記 1. 方向のA、BはFig.3-4 (a)(b)に示したA方向とB方向、上部、中央部、下部はそれぞれB、D、E点の値を示している。

2. 使用したシールドはY社製で普通使用されているもの、

黒化はマジックインクで外側のみ黒くした。

シールドケース付きの温度測定は、多少不正確になるが、第3-5表からわかる通り、金属光沢のシールドを付けると、シールドなしの時に比べて、6R-P10の中央部で約70℃、上部約60℃、下部約35℃、19R-P11では中央部、上部で約40℃、下部で20℃、それぞれ大巾に上昇している。又、シールドを黒化すると、金属光沢に比べて約10℃、6R-P10、A方向の中央部のみ30℃の差があり、効果は表われている。

最近、シールドによる温度上昇を防ぐ目的で、両面を黒化する他、スプリング又はバネ状の板を内部に取り付けて、直接バルブ側面に接触させ、輻射及び熱伝導によって、バルブ温度を低くする構造のものが作られている。これに類するF社の搬送セット用シールドケースを用いて、6R-R8Cについて測定した結果を第3-6表に示した。この改良型シールドケースの効果は顕著であり、中央部ではシールドなしの時より、却って温度は低くなっている。

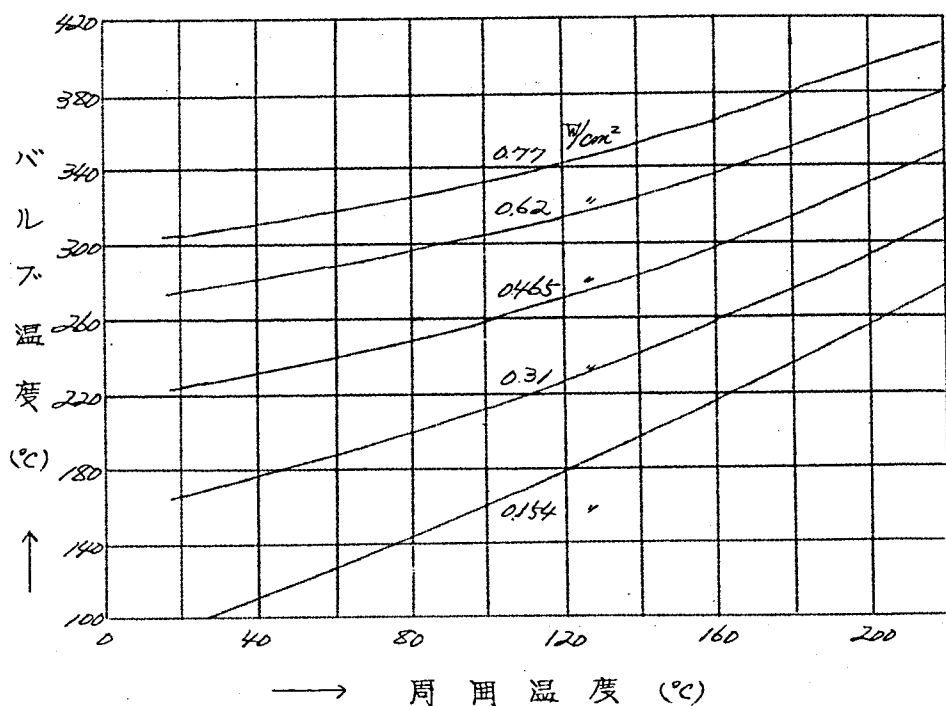
第3-6表 改良型シールドケースの効果

測 定 点 シールドの種類	上 部	中 央 部	下 部
シールドなし	90℃	104℃	90℃
従来シールド付き (金属光沢)	110	153	97
改良型シールド付き	90	90	84

(b) 周 囲 温 度

受信管のおかれている周囲温度が変化すると、バルブと周囲の熱交換が変わってバルブ温度が変化する。この問題は、セットが小型化し、且つ、種々の条件で使用される時、受信管の性能、寿命に及ぼす影響が大きい。この一例としてW・H・Kohl⁽³⁻⁵⁾氏のデーターより、単位面積当たりの全損失をパラメーターにして、筆者の求めた周囲温度とバルブ温度の関係をFig.3-6に示す。

Fig. 3-6 周囲温度とバルブ温度の関係



3.2.5 バルブの設計

バルブの種類はCES規格により標準化されているから、バルブの設計法とは、ある品種の動作中のバルブ温度を予測し、あるいは新品種設計に際しどのバルブを選ぶべきかということである。動作中のバルブ温度、温度分布、周囲条件の影響は、今までのべた所で明らかである。そこで、バルブ温度の最大定格をいくらに考えるべきかが問題になる。

これは、品種、設計の余裕度、要求される信頼度の程度等によっても変わるもので、一概には言えない。筆者は新品種を設計した結果、プレート等他電極の温度に及ぼす影響も考慮して、

標準値 200°C 以下 最大値 250°C 以下

と考えている。W. R. Jones氏は「理想的には 175°C 以下で、これを越えると特性は徐々に劣化するが、普通 200°C Max 、特別の時は 250°C Max と考えられる」とのべており、Mills & Wright氏も、 250°C を一応の限界と考えているが、RCAの最大定格 250°C と相俟って意見は一致している。

3.3 フレートの設計

3.3.1 緒言

受信管のフレート損失は、管内損失の大きい割合をしめていること、そのガス放出は各電極よりのガス放出の大部分をしめていること等より、受信管の設計に際し、その構造、大きさ、材料等を如何にするかは、重要な問題である。換言すれば、動作中のフレート温度を何度に設計するかということであるが、これに対する具体的なデーターは余り発表されていない。

そこで、筆者は代表的品種について、種々条件をかえた時のフレート温度を実測して、第1章のデーター（6W4-GT, 6AX4-GT）と合わせて、フレート温度を近似的に表示する方法を示し、又、フレートの温度分布、フレート材料の厚さの影響、周囲条件が変化した時の影響を測定した。更にフレート温度を正確に計算するために、「実効平均温度」の概念を用い、一部次節「グリッドの動作温度」でつべ
(3-6)

3.3.2 フレート温度の実測値及び近似的表示法

MT管、GT管の代表的品種について、動作中のフレートの最高温度点の値を測定した。測定方法は1.3節でつべた通り、直径0.1mmのニッケル線とタングステン線より成る熱電対をフレート中央部の最高温度点に密着して、バルブ上部より引き出し、マイクロ・アンペアメーターで熱起電力を測定して求めた。

この際、カソード、グリッドの偏心、変形のためにカソード両面のフレート電流に可成りの差を生ずるので、これによる誤差をなくするために、フレートを2つに分割して、その各々からステムリードを取

り出し、熱電対を溶接した側のフレート損失を所定値に合わせると共に、他方も出来るだけ所定値に近くなるように調整した時のフレート温度を求めた。測定に供した実験球の外観、構造及びフレートを分割した断面を Fig. 3-7 に示す。

Fig. 3-7 測定球の構造

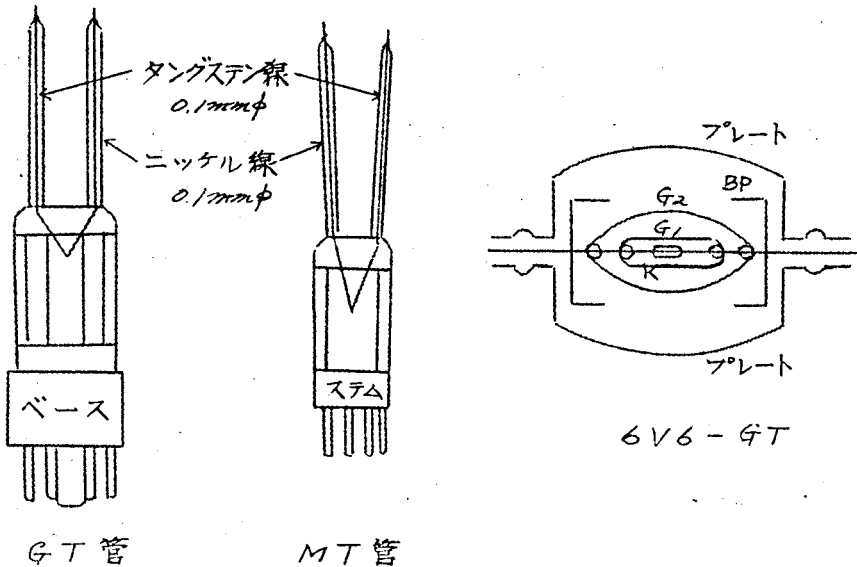


Fig. 3-8 ~ Fig. 3-10 に 6AQ5, 6R-P15⁽³⁻⁷⁾, 6R-R8, 6R-P10, 6V6-GT⁽³⁻⁶⁾, 12G-B3⁽³⁻⁸⁾, 及び第1章にのべた 6W4-GT, 6AX4-GT⁽¹⁻⁵⁾の動作中のフレート温度を示す。縦軸にはフレート温度、横軸には単位面積当たりの全損失、すなわち、ヒータパワー (W_f)、フレート損失 (P_f)、第2グリッド損失 (P_{G2}) の和をフレート表面積 (計算方法は第3-7表に示す) で割った値 (watt/cm^2) をとり、3~5本の平均値で表わした。又、Fig. 3-11 (a) ~ (e) に 6AQ5, 6R-P10, 6R-P15, 6R-R8, 及び 12G-B3 の電極断面図、第3-7表に測定球の外形、フレートの構造、材質及び材料厚さ、フレート面積の計算基準を示した。

Fig. 3-8 6R-R8, 6R-P15, 6AQ5の

フレート温度の実測値

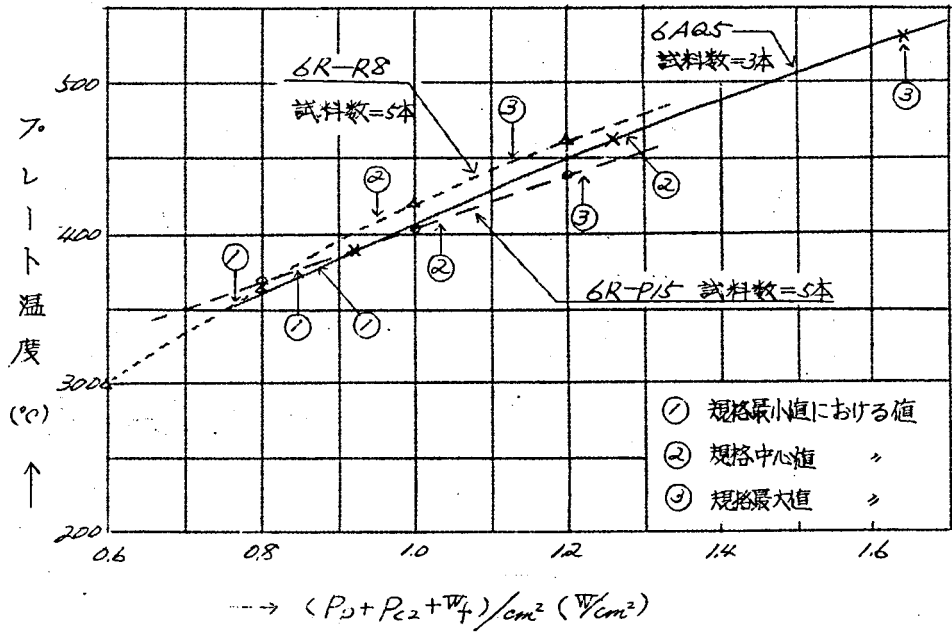


Fig. 3-9 6AX4-GT, 6W4-GT, 6V6

-GTのフレート温度の実測値

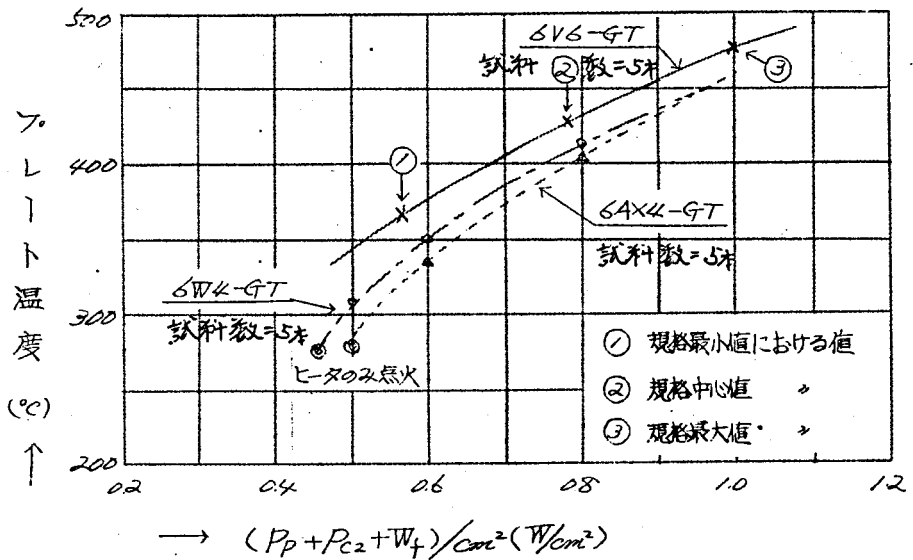
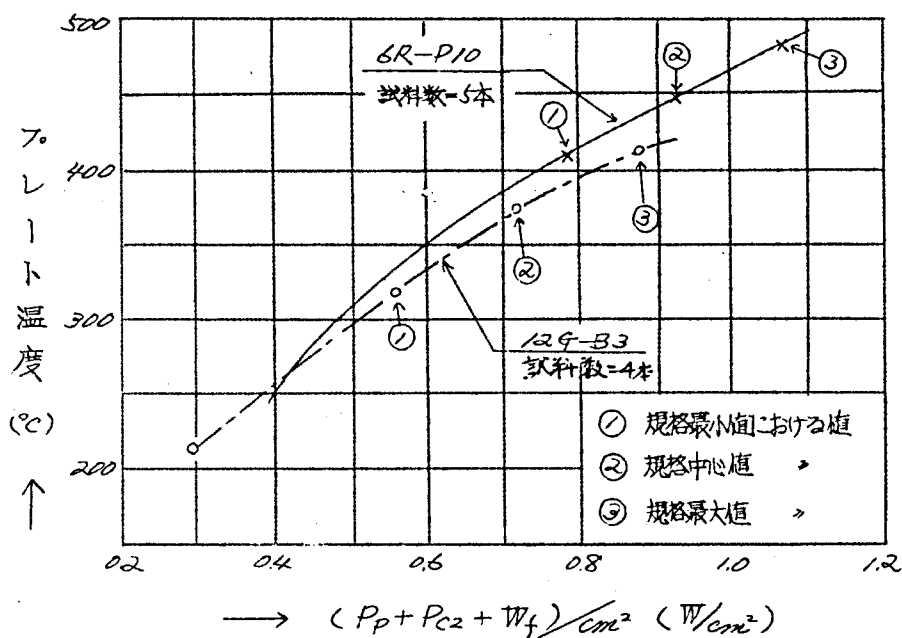


Fig. 3-10 6R-P10, 12G-B3 フレート
温度の実測値

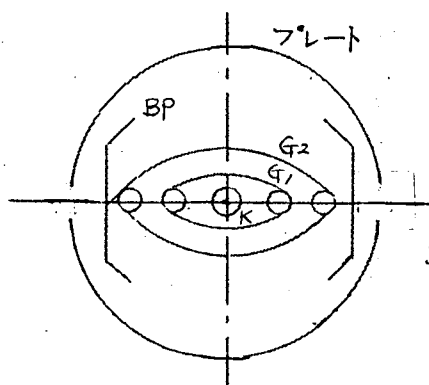


第3-ク表 測定球のフレートの設計及び W/cm^2 と温度の関係

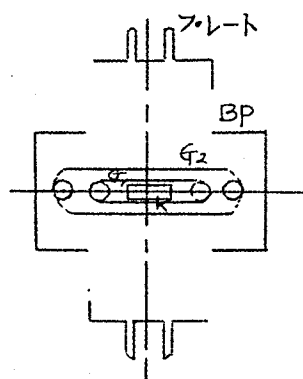
品 種	外 形	プレート の構造	プレート 材 料	材料 厚さ (mm)	表面積 の 計算法	単位面積当たりの全損失 ($P_p + P_{c2} + W_f$) / cm^2 (W/cm 2)		
						0.6	0.8	1.0
6AQ5	9E-MT	密閉型	アルミド	0.18	片面	330	372	410
6R-P15	9E-MT	"	"	0.25	"	—	367	403
6R-R8	9E-MT	網型	Niス フィン	0.15	両面	300	365	420
6R-P10	9E-MT	開放型	"	0.125	"	345	415	470
6TV6-GT	GT	密閉型	"	0.125	片面	378	428	474
6W4-GT	GT	"	ニッケル 合金 タイズ	0.125	"	350	415	455
6AX4-GT	GT	"	"	0.125	"	335	407	457
12G-B3	Gボタン	"	アルミド	0.25	"	330	390	435

Fig. 3-11 電 極 の 断 面 図

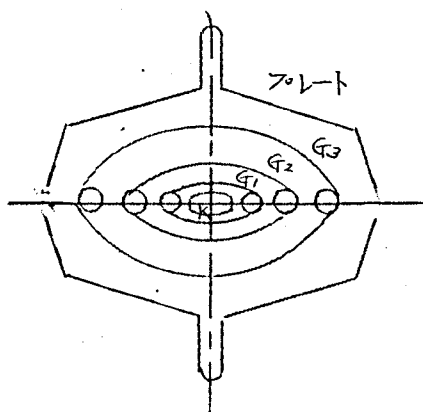
(a) 6AQ5



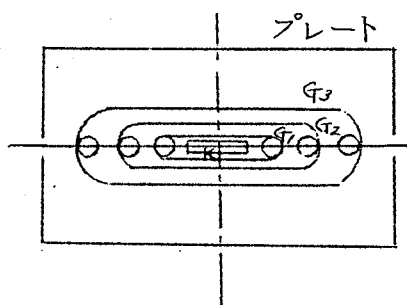
(b) 6R-P10



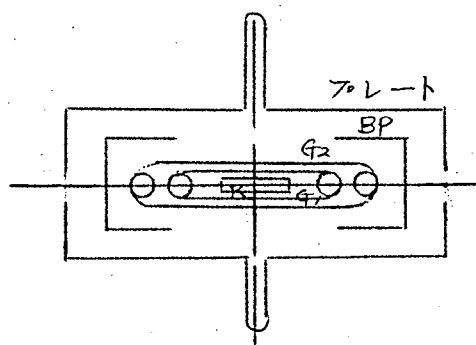
(c) 6R-P15



(d) 6R-R8



(e) 12G-B3



第3-ク表において、フレートの構造は、6AQ5, 6R-P15, 12G-B3の如く、カソード、G₁, G₂等の電極の周囲にフレートがあつて、完全に遮蔽しているものを密閉型、6R-R8の如く側面部の空いているものを半開放型、6R-P10の如くカソードと相對する面のみフレートのあるものを開放型とした。(Fig.3-16参照) この場合、フレート表面積は、密閉型は外側のみ輻射に役立っているので片面、半開放型及び開放型は両面より輻射が行なわれるので、両面で計算した。この方法で計算した「単位面積当たりの全損失」が、0.6, 0.8, 1.0 W/cm²の時のフレート温度を第3-ク表に同時に示した。

これらの結果から、6AQ5, 6R-P15, 6R-R8のMT管、6V6-GT, 6W4-GT, 6AX4-GT, 12G-B3のGT管において、単位面積当たりの全損失でフレート温度を表わせば、近似した値を与えることがわかる。

これはヒータ、グリッド等で生ずる熱損失は、全部フレートに吸収され、フレート自身の損失が加わつて全損失となり、これを輻射に有効に効く表面積で割つて、「単位面積当たりの全損失」を計算すれば、フレート温度を表わし得ることを示している。勿論、フレート材料の厚さ、形状による影響、ステムリードより失なわれる熱損失、バルブ温度の影響等を考えれば、極めて近似的な表わし方にしか過ぎず、正確には3・2・5節で述べる計算方法によらなければならない。

しかし、動作中のフレート温度の近似値を知るには、簡単、且つ、便利な方法である。この表示方法によれば、フレート温度を450°C以下にするためには、1.0 W/cm²以下 1.2 W/cm² Maxにしなければならぬ。

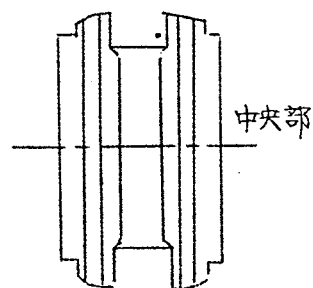
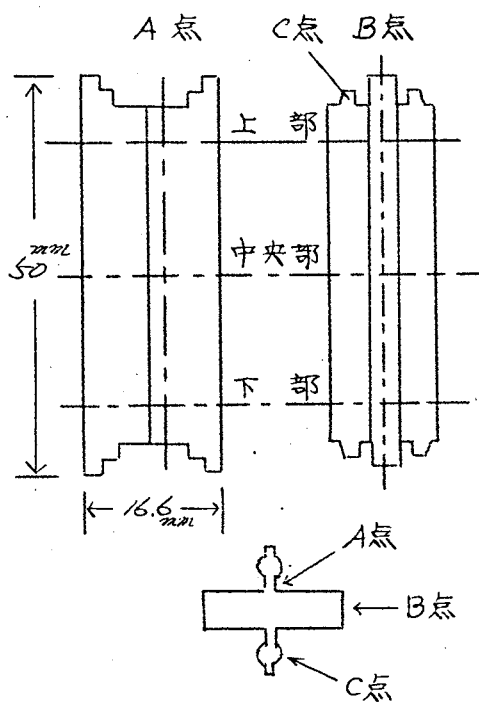
3.3.3 フレートの温度分布と材料厚さの影響

フレート温度は各部で温度分布があり、計算で動作中の温度を求めるにはこれを知らねばならない。そこで、5U4-GB及び6W4-GTのフレート各部の温度を測定した。Fig. 3-12 (a) に5U4-GB、(b) に6W4-GTのフレート形状と測定点、第3-8表にエーディング中の5U4-GBフレート各部の温度、Fig. 3-13に整流用に使った6W4-GTフレート各部の温度を示す。

Fig. 3-12 フレートの温度の測定点

(a) 5U4-GB

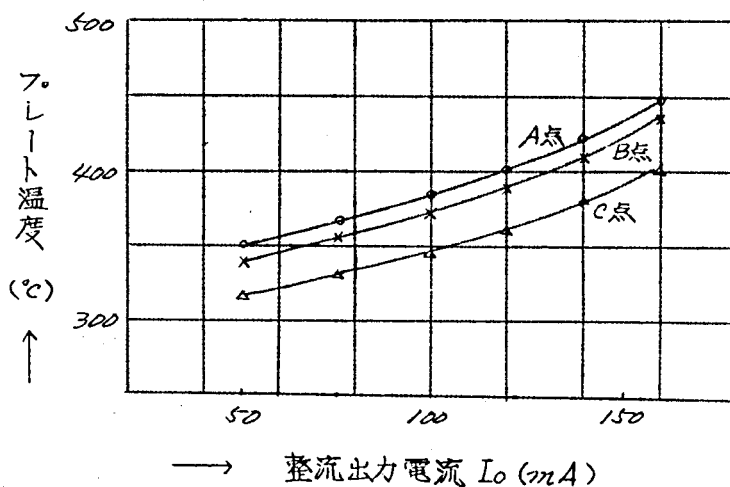
(b) 6W4-GT



第3-8表 エージング中の5U4-GBフレート温度分布

	動作条件及び測定点	スケジュール I	スケジュール II
動作条件	ヒータ電圧 (V)	6.5	6.0
	フレート損失 プレート (W)	約 15.0	約 8.3
測定値 (°C)	A 点 上部	476	423
	” 中央部	475	410
	” 下部	460	387
	B 点 中央部	481	415
	C 点 中央部	476	410

Fig. 3-13 6W4-GTプレート各部の温度



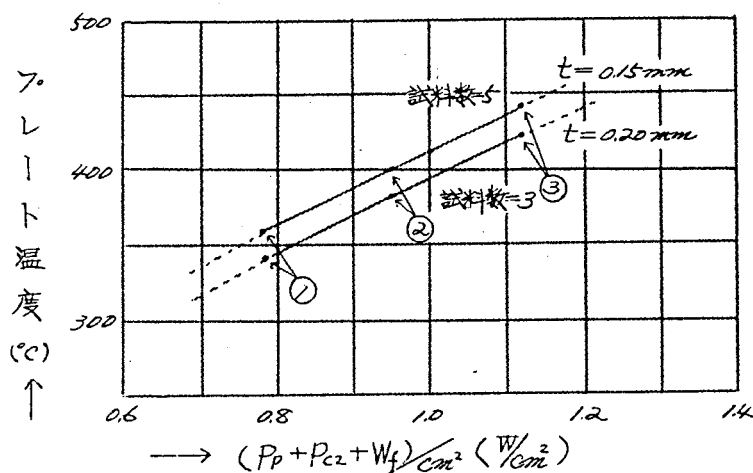
これによれば、フレート材料の厚い（厚さ 0.25mm 、ニッケルメッキ鉄板カーボナイズ）5U4-GBは、形状が大きいにかかわらずエージング中（ $410 \sim 480^\circ\text{C}$ ）のA、B、C点中央部と、A点上部と

の温度差は少なく、約 $5\sim 10^{\circ}\text{C}$ 程度、A点下部のみステムリードの影響で約 20°C 低くなっている。一方材料の薄い（厚さ 0.125mm 、ニッケル×ツッキ鉄板カーボナイズ）6W4-GTでは、（フレート中央部 $350\sim 450^{\circ}\text{C}$ ）A点に比べてB点、C点はそれぞれ $12\sim 15^{\circ}\text{C}$ 、及び $35\sim 40^{\circ}\text{C}$ も低くなっている。

又、O. H. Schade⁽³⁻⁹⁾氏のフレートをステムで支持しないで空気中で測定したデータでは、上、中、下の温度差は $5\sim 10^{\circ}\text{C}$ にすぎないが、温度分布はやはり使用材料の厚さ、熱伝導度により相当異なり、銅系統のフレートは少なくなっている。

そこで、材料厚さの影響を知るために、6R-R8でニッケルの両面スレーティング材料を用いて、厚さを 0.15mm と 0.20mm 、6V6-GTでニッケルの両面スレーティング材料で、厚さを 0.125mm から 0.025mm おきに 0.20mm まで4種類と、ニッケル×ツッキ鉄板のカーボナイズ材料で、厚さを 0.15mm と 0.18mm にした時の動作中のフレート温度を測定してFig. 3-14、Fig. 3-15に示した。これ

Fig. 3-14 材料厚さの影響 6R-R8の場合



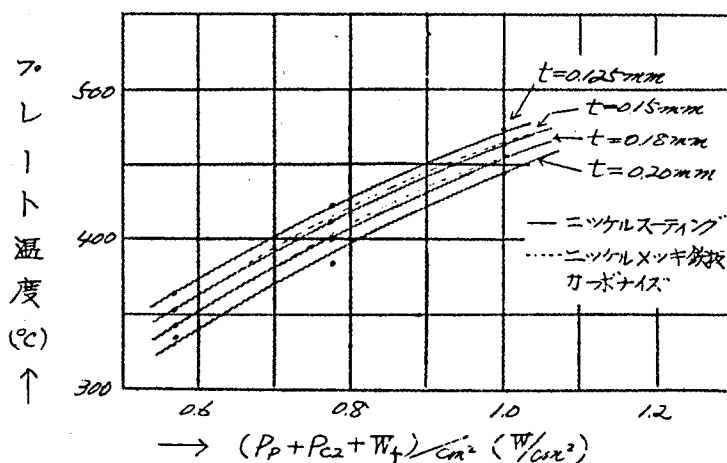
からわかる通り、カーボナイズ鉄板とニッケルのスレーティングの間に差は認められず、6R-R8, 6V6-GT共に材料厚さが0.25mm厚くなる毎に、中央部の温度は約10℃宛低くなっている。

従って、温度分布について、次のことが成立っている。

(1) 6V6-GT等では、材料厚さが0.125mmと0.25mmで、最高温度点で約50℃の差がある。フレートからの熱損失は輻射が大部分であるから、材料が厚くなって最高温度が低くなることは、熱伝導がよくなり、フレート各部の温度差が少なく、均一になったことを意味する。これは、フレートの厚い(0.25mm)5U4-GBの各部の温度差が少なく、フレートの薄い(0.125mm)6W4-GTの温度差の大きいことから裏付けられている。

(2) 従って、フレートの平均温度を求める場合、材料がニッケル又は鉄の時、厚さ0.125mmでは最高温度より40～60℃低くなるが0.25mmでは5～15℃となり、中間厚さの時はこの中間の値になる。

Fig. 3-15 材料厚さの影響 6V6-GTの場合



- (3) これら温度分布はフレートの大きさと形状でも異なり、大型管より
MT管の方が温度差は少なくなる。又、フレート温度の高い程大き
くなる。
- (4) フレート材料に熱伝導のよい銅系統の材料を使うことは、この意
味で特にフレート形状の大きい時に有効である。

3.3.4 フレートの熱量の計算

フレートの動作中の温度を計算するには、フレートに加わる熱量と
失われる熱量を計算しなければならない。

(a) フレートに加わる熱量

3・3・2節では(全損失) = (フレート損失) + (第2グリッ
ド損失) + (ヒータパワー) として、近似的表示を行なったが、正
確にはこれら全部がフレートに吸収されるわけではない。

(i) ヒータパワー

次節「グリッドの動作温度」の所で詳しく論ずる通り、カソー
ドからの熱輻射は、

$$q_k = 5.67 \times 10^{-12} \times 0.25 \times A_{SL} \times T_K^4 \text{ (watt)} \quad \dots\dots\dots (3-1)$$

但し、 A_{SL} : スリースの全表面積 (cm^2)

T_K : カソード温度 ($^{\circ}\text{K}$)

で表わされる。この内フレートに吸収される熱量は、

$$Q_k = q_k \times \frac{L_p}{L_{SL}} \text{ (watt)} \quad \dots\dots\dots (3-2)$$

但し、 L_{SL} : スリースの長さ (cm)

L_p : フレートの長さ (cm)

である。

Q_k は直接全部フレートに吸収されず、 G_1 、 G_2 等でも吸収され、又、フレート温度、エミシビティ等の影響も受けるが、 G_1 、 G_2 等からステムリードへ逃げる熱量は、別に計算しているから、カソードから G_1 、 G_2 に吸収された熱量も、再び G_1 、 G_2 等よりフレートに吸収されると考え、 Q_k が全部フレートに吸収されるものとして差支えない。

(Ⅲ) 第2グリッド損失、フレート損失

これらはすべて計算通りとする。すなわち、

$$\text{第2グリッド損失} \quad P_{c2} = E_{c2} \times I_{c2} \dots\dots\dots (3-3)$$

$$\text{フレート損失} \quad P_p = E_b \times I_b \dots\dots\dots (3-4)$$

(Ⅲ) 従って、 Q_k 、 P_p 、 P_{c2} の和 W_T は、

$$W_T = Q_k + P_p + P_{c2} \dots\dots\dots (3-5)$$

になる。

(Ⅳ) 一方、 G_1 、 G_2 、 G_3 、BP等よりステムリードへの熱伝導による熱損失 W_{stem} 、マイカへの熱損失 W_{mica} 、グリッドにラディエーションカラー(RC)のある時の輻射による損失 W_{RC} 等は、すべて途中で熱損失として失われるので、 W_T より引かなければならない。

これらは次節「グリッドの動作温度」で与える「ステム溶接点とステムリードよりの熱損失のカーブ、Fig. 3-30(a), (b)」、「グリッドサイドロッドの温度とマイカへの熱損失のカーブ、Fig. 3-29」及び「RCよりの熱損失」より求められる。

従って、フレートに加わる熱量 W_{input} は、

$$W_{input} = P_p + P_{c2} + Q_k - W_{stem} - W_{mica} - W_{RC} \dots\dots\dots (3-6)$$

になる。

(b) フレートよりの熱損失

プレートよりの熱損失は、輻射損失とステムリードへの熱伝導がある。

(I) 輻射による熱損失

プレートよりの熱輻射は、バルブのエミシティビティ ε_B の影響を無視すると、

$$W_{p\text{ rad}} = 5.67 \times 10^{-12} \times \varepsilon_p \times A_p \times (T_p^4 - T_B^4) \text{ (watt)} \quad (3-7)$$

但し、 ε_p : フレートのエミシティビティ

A_p : フレートの有効表面積 (cm^2)

T_p 及び T_B : フレート及びバルブの温度 ($^{\circ}\text{K}$)

で表わされる。実際のプレートには温度分布があるから、各部の温度を T_1, T_2, T_3, \dots 、その面積を A_1, A_2, A_3, \dots とし、バルブ温度を一定とすると、

$$W_{p\text{ rad}} = 5.67 \times 10^{-12} \times \varepsilon_p \times \{A_1(T_1^4 - T_B^4) + A_2(T_2^4 - T_B^4) + \dots\} \quad (3-8)$$

になる。しかし、(3-8) 式を計算することはできないから、これと同じ $W_{p\text{ rad}}$ を与える (3-7) 式の T_p を仮定して、プレートの「実効平均温度 $T_{p\text{ ave}}$ 」と考え、プレート有効表面積より、輻射を計算することができる。従って、プレートよりの熱輻射は、

$$W_{p\text{ rad}} = 5.67 \times 10^{-12} \times \varepsilon_p \times A_p (T_{p\text{ ave}}^4 - T_B^4) \text{ (watt)} \quad (3-9)$$

但し、 $T_{p\text{ ave}}$: プレートの実効平均温度 ($^{\circ}\text{K}$)

で表わされる。

ここでは、 $T_{p Ave}$ と最高温度との関係は前節で述べた通りで、
品種により異なるが、その他 A_p の計算方法が問題である。

(II) 伝導による熱損失

伝導によりフレートより失なわれる熱量は、ステムリード $W_{p stem}$ 及びマイカへの熱損失がある。前者は G_1 、 G_2 等と同じ方法で求められるが、後者はフレートとマイカの嵌合が不均一なこと、実際に接触している面積は、割合に少ないこと、輻射による損失と比べるとその値は小さいこと、等から、ここではマイカへの熱損失は無視することとした。

又、 $W_{p stem}$ を求める時のフレート温度は、第3-8表の5U4-GBのA点下部が中央部より約 20°C 低いことより、 $T_{p Ave}$ より更に $20 \sim 40^{\circ}\text{C}$ 低いものとして、Fig. 3-29 より求めた。

従って、フレートより失なわれる熱損失 $W_{p loss}$ は、

$$W_{p loss} = W_{p rad} + W_{p stem} \dots\dots\dots (3-10)$$

である。

なお、各種フレート材料のエミシテビティ ε には次の値を用いた。

ニッケル及びニッケルメッキ鉄板	0.3
アルクラッド	0.8
ニッケルメッキ鉄板カーボナイズ	0.8
ニッケルウーステイング	0.8

3.3.5 フレート温度の計算

(a) 計 算 例

実測によりフレート温度のわかっている品種を $6V6-GT$, $6AX4-GT$, $6W4-GT$, $12G-B3$ の GT 管グループ, $6AQ5$, $6R-P15$ の MT 管グループ (以上密閉型フレート) 及び $6R-P10$, $6R-R8$, $6AH6$ (測定値を Fig. 3-18 に示す) の MT 管グループ (開放型及び半開放型フレート) に大別して、筆者の方法により計算した。

(1) GT 管タイプ (密閉型フレート)

何れも密閉型構造のフレートを有し、 A_p にはフレート外側片面の表面積をとればよい。 $6V6-GT$ は Fig. 3-15 より材料厚さ $0.125mm$ と $0.25mm$ では約 $50^{\circ}C$ の差があること、 $6W4-GT$ (材料厚さ $0.125mm$) で A 点、 C 点の差 $40^{\circ}C$ であること、より T_{PAVE} は最高温度より $50 \sim 60^{\circ}C$ 低く、 $6AX4-GT$, $6W4-GT$ も同様にしてそれぞれ約 $50^{\circ}C$ 低くなると考えられる。

$12G-B3$ は材料厚さが $0.25mm$ で温度差は少ないから、 $5U4-GB$ の例より、 T_{PAVE} は $5 \sim 15^{\circ}C$ 低いと考えられる。第3-9表(a)にこれらを用いて計算した結果を示す。

(2) MT 管 (密閉型フレート)

A_p にはフレート外側片面の表面積をとった。 G , GT 管に比べてフレートの大きさが小さいので、 T_{PAVE} と最高温度との差は少なくなる。厚さ $0.18mm$ のアルクラッドを用いた $6AQ5$ は $15 \sim 20^{\circ}C$ 、 $0.25mm$ のアルクラッドの $6R-P15$ は $5^{\circ}C$ の温度差として、計算した結果を第3-9表(b)に示す。これに

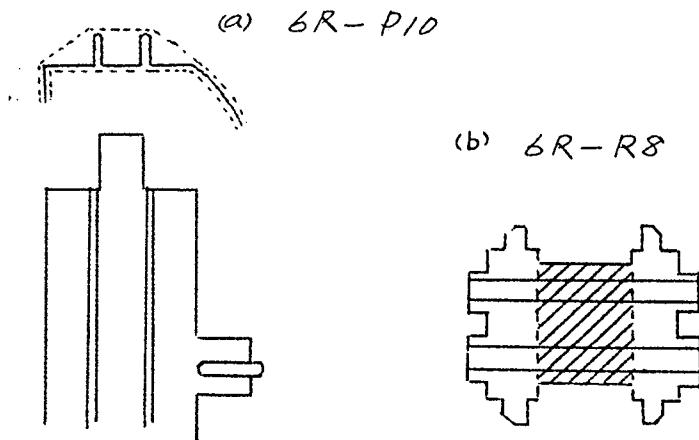
よれば $6A25$ の $W_{p\text{ input}}$ と $W_{p\text{ loss}}$ はよく一致し、 $6R-P15$ は少し喰違っている。しかし、規格中心値の $W_{p\text{ input}} = 6.75 \text{ watt}$ から、 $W_{p\text{ stem}}$ を引いただけの $W_{p\text{ loss}}$ を与える $T_{p\text{ Ave}}$ を逆算すると 422°C で、第3-9表 (b) の値 405°C との差は 17°C にすぎない。

(3) M/T管 (開放型、半開放型フレート)

フレート表面積 A_p の計算方法が問題になる。 $6AH6$ 、 $6R-P10$ の如く完全に開放型フレートでは、内外両面共輻射に寄与している。 $6AH6$ は平板フレートを 0.5 mm のリードで接続しているので、内外両面とコネクタの面積をとって 5.97 cm^2 とし、 $T_{p\text{ Ave}}$ も $5 \sim 10^\circ\text{C}$ の温度差で計算した。

$6R-P10$ は Fig. 3-16 (a) に示す断面を有し、外面部の凸起部は全部が輻射に役立つものではない。そこで点線で示す形状のフレートとして、内外面の面積を計算して、 7.97 cm^2 とし、 $T_{p\text{ Ave}}$ は材料厚さ 0.125 mm から温度差 $20 \sim 30^\circ\text{C}$ とした。

Fig. 3-16 フレートの A_p の計算



第3-9表 フレート温度の計算値

(a) G, GT 管 タ イ プ

品 種	$P_p + P_{c2}$ (W)	Q_k (W)	$W_{stat} + W_{mica}$ + W_{rc} (W)	W_{input} (W)	フレート 材 料	材料厚さ (mm)
6V6-GT	12.4 (規格中心値)	1.8	1.55	12.65	Niスチング	0.125
	16.25 (規格最大値)	"	1.9	16.15	"	"
	7.85 (規格最小値)	"	1.1	8.55	"	"
6AX4-GT	5.3	5.1	-	10.4	FeNiックス カーボナイズ	0.125
	1.0	"	-	6.1	"	"
6W4-GT	4.9	5.3	-	10.2	FeNiックス カーボナイズ	0.125
	1.7	"	-	7.0	"	"
12G-B3	10.7 (規格中心値)	5.6	2.6	13.7	アルグラッド	0.25
	18.45	"	2.85	21.2	"	"
	2.85	"	2.0	6.45	"	"

(b) M T 管 (密閉型フレート)

6AQ5	12.4 (規格中心値)	1.9	2.0	12.3	アルグラッド	0.18
	17.0 (規格最大値)	"	2.35	16.55	"	"
	7.5 (規格最小値)	"	1.8	7.6	"	"
6R-P15	15.2 (規格中心値)	3.45	1.9	16.75	"	0.25
	18.8 (規格最大値)	"	2.1	20.15	"	"
	11.6 (規格最小値)	"	1.7	13.35	"	"

(c) M T 管 (開放型、半開放型フレート)

6R-P10	6.6 (規格中心値)	2.1	1.4	7.3	Niスチング	0.125
	3.15	"	1.25	4.0	"	"
6AH6	3.4 (規格中心値)	1.9	1.35	3.95	"	0.15
	0.92	"	0.7	2.12	"	"
6R-R8	2.63 (規格中心値)	1.2	0.8	3.03	"	0.15
	0.94	"	0.6	1.54	"	"

A_p (cm^2)	元ノ温度 実測値 ($^{\circ}\text{C}$)	T_p Ave ($^{\circ}\text{C}$)	実測値と $T_{p\text{Ave}}$ の差 ($^{\circ}\text{C}$)	バルブ温度 T_B ($^{\circ}\text{C}$)	W_p Rad (W)	W_p Stem (W)	W_p loss (W)
19.1	425	370	55	160	11.8	0.9	12.7
"	475	415	60	185	15.6	1.1	16.7
"	365	315	50	105	8.5	0.7	9.2
14.3	430	380	50	145	9.5	1.3	10.8
"	335	290	45	110	5.1	0.9	6.0
15.6	412	362	50	142	9.4	1.2	10.6
"	350	305	45	118	6.2	1.0	7.2
26.0	370	360	10	183	13.8	0	13.8
"	435	425	10	218	21.0	0	21.0
"	260	250	10	125	6.6	0	6.6

12.0	465	450	15	220	11.6	0.45	12.05
"	535	515	20	250	16.8	0.55	17.35
"	385	370	15	180	7.1	0.3	7.4
19.2	410	405	5	190	14.5	0.35	14.85
"	445	440	5	220	17.4	0.4	17.8
"	375	370	5	170	11.6	0.3	11.9

7.97	450	420	30	130	7.2	0.4	7.6
"	330	310	20	90	3.5	0.25	3.75
5.97	380	370	10	140	3.9	0.3	4.2
"	285	280	5	95	2.07	0.2	2.27
3.86	400	375	25	100	2.73	0.35	3.08
"	300	280	15	80	1.36	0.2	1.56

6R-R8はFig. 3-16 (b) に示す断面を有し、内側全部は輻射に役立たないから、近似的に斜線で示す中央部は外圓のみ、その他は内外面共に輻射するものとして 3.86 cm^2 で計算し、又、 $T_{p\text{AVE}}$ は材料厚さ 0.15 mm より温度差 $20\sim 25^\circ\text{C}$ として計算した。結果を第3-9表(c)に示す。

なお、第3-9表(a)～(c)の $(W_{\text{stem}} + W_{\text{Hica}} + W_{\text{rc}})$ を計算する時のグリッド、サイドロッドの温度は、次節「グリッドの動作温度」の実測値及び計算値を利用した。

(b) 計算結果の検討

第3-9表に示す通り $W_{p\text{input}}$ と $W_{p\text{loss}}$ はよく一致している。 $W_{p\text{input}}$ から $W_{p\text{stem}}$ を差し引いた値、すなわち、輻射に相当するプレート損失を与える $T_{p\text{AVE}}$ を逆算して第3-9表の値と比較して第3-10表に示した。この他、6W4-GT, 12G-B3, 6R-R8等は更によく一致し、計算方法の正しいことを立証している。

第3-10表 $T_{p\text{AVE}}$ の計算値の比較

品 種	$P_p + P_{c2}$ (W)	$W_{p\text{input}}$ (W)	$W_{p\text{loss}}$ (W)	① $W_{p\text{input}}$ と与える $T_{p\text{AVE}}$ ($^\circ\text{C}$)	②第3-9表 の $T_{p\text{AVE}}$ ($^\circ\text{C}$)	①-② ($^\circ\text{C}$)
6V6-GT	12.4	12.65	12.7	370	370	0
6AX4-GT	5.3	10.4	10.8	375	380	-5
6AQ5	17.0	16.55	17.35	508	515	-7
6R-P15	15.2	16.75	14.85	422	405	+17
6R-P10	6.6	7.3	7.6	414	420	-6

(c) 新品種のプレート温度の計算方法

新品種の設計に当たり、動作中のプレート温度を計算し、あるい

は逆にフレート温度を仮定して、所要フレート面積を求めるには、次の計算順序に従えばよい。

1. 動作中のヒータパワー、フレート損失、第 α グリッド損失の和より全損失を求め、フレート表面積 A_p で割って単位面積当たりの全損失 W_{cm^2} を計算する。次に、Fig. 3-8 ~ Fig. 3-10 のデータも参考にし、材料厚さ、フレートの形状等も考えて、フレート温度の近似値を求める。あるいは逆にフレート温度を仮定して、所要表面積の概略値を知ることができる。

2. A_p の計算は密閉型は片側表面積、開放型は両側表面積、半開放型は片側表面積の1.5 ~ 1.8倍をとる。

3. (3-2) 式よりカソードから受ける輻射熱 Q_k を求め、(3-5) 式より W_T を計算する。

4. 次節で与える「グリッドの動作温度」の計算方法を用いて計算し、あるいはグリッド温度の実測値 (Fig. 3-19 ~ Fig. 3-22) を参考にして、グリッド温度の近似値を求める。次に、 W_{stem} 及び W_{mica} を求め、(3-6) 式より W_{input} を計算する。

5. 全損失から Fig. 3-5 を用いてバルブ温度を求める。

6. フレート温度の近似値より $W_{p stem}$ を求める。

$$7. W_{input} - W_{p stem} = 5.67 \times 10^{-12} \times \epsilon_p \times A_p (T_{p Ave}^4 - T_B^4) \quad (3-11)$$

より $T_{p Ave}$ を計算する。

8. フレートの形状、材料及び材料厚さより $T_{p Ave}$ と最高温度の差をきめて、動作中のフレートの最高温度点の温度を求める。

(d). フレートの設計基準

動作中のフレート温度の許容値は、使用材料、製造条件によって

も異なり、重要、且つ、むづかしい問題である。筆者は各種受信管を設計したデーター、製造条件、ライフデーター、整流管の真空度を測定した結果等より、⁽³⁻¹¹⁾ 450°C 以下 400°C 程度に設計するのが望ましいと考えている。しかし、最近の材料、製造技術の進歩より 500°C 程度でも、可成りよいライフを期待することができる。

従って、設計に当たって、一般管は規格値において 500°C Max 、整流管は真空度の低下によりスパーク等を起こすので 450°C Max 、通信用、高信頼管では $350 \sim 400^{\circ}\text{C Max}$ と考えるのが適當である。

3.3.6 周囲条件の影響

プレート温度は又周囲条件で変化する。そこでバルブの外側につけたシールドケース、周囲温度、受信管内部のアウトターシールド(OS)等の影響を測定して、計算結果と比較した。⁽³⁻¹⁰⁾⁽³⁻¹²⁾

(a) シールド・ケースの影響

6R-R8, 6R-P10, 6AH6について、バルブ外側につけるシールドケースの有無によるプレート温度の変化を測定して、第3-11表に示した。

第3-5表で述べたように、シールドケースにより、バルブ温度は大巾に上昇するが、プレート温度は約 $10 \sim 15^{\circ}\text{C}$ 上昇するにすぎない。6R-R8, 6R-P10の規格中心値について、筆者の方法を用いてこの場合の $W_p \text{ rad}$ を計算した結果を第3-12表に示す。6R-R8のバルブ温度は、実測によれば、シールドケースの有無により 90°C と 153°C に変化するが、これを第3-12表に併記した。
(6R-P10は第3-5表の値による。)

第3-11表 シールド・ケースがフレート温度に及ぼす影響

品 種	フレートの種類	規格最小値		規格中心値		規格最大値	
		シールドなし	シールド付き	シールドなし	シールド付き	シールドなし	シールド付き
6R-R8	ニッケル スレーピング 0.15mm	°C —	°C —	°C 398	°C 406	°C 435	°C 450
	" 0.20mm	335	346	377	389	418	426
6R-P10	" 0.125mm	408	424	451	464	483	497
6AH6	" 0.15mm	342	367	385	404	425	444
	ニッケル 0.15mm	442	457	510	524	563	574

第3-12表 シールド・ケースの影響の計算値

品 種	フレート温度 (実測) (°C)		T _{p Ave} (°C)		バルブ温度 (実測) (°C)		W _{p Rad} (Watt)	
	シールドなし	シールド付き	シールドなし	シールド付き	シールドなし	シールド付き	シールドなし	シールド付き
6R-R8 t=0.15mm	398	406	378	386	90	153	2.78	2.70
6R-R8 t=0.20mm	377	389	367	379	90	153	2.62	2.58
6R-P10	451	464	421	434	140	225	7.3	6.9

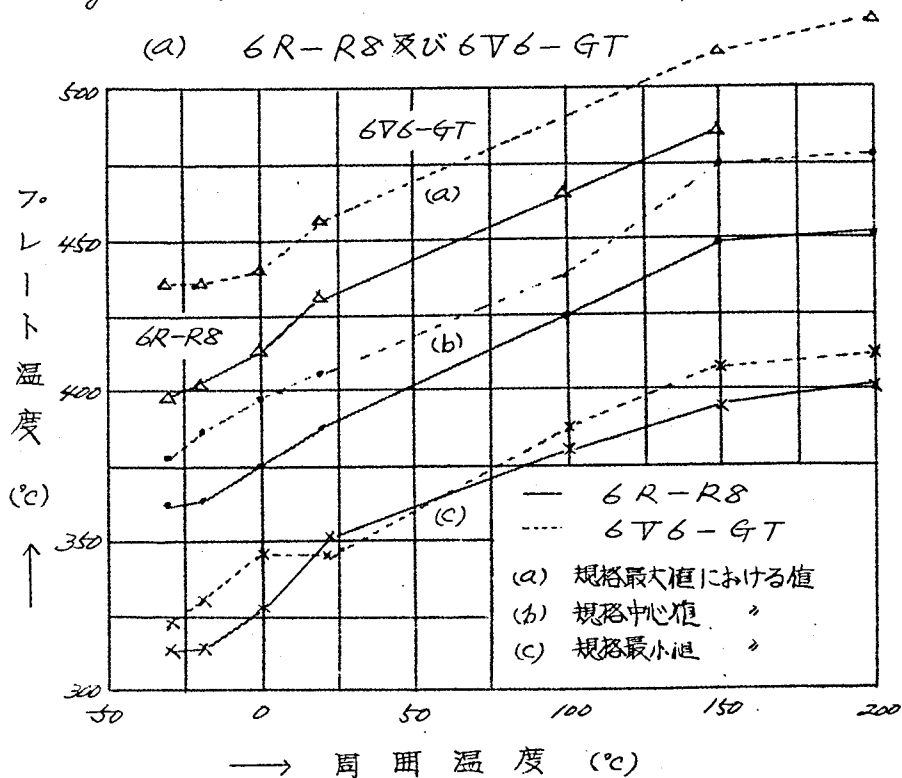
この表よりシールドの有無による W_{p Rad} の計算値の差は、6R-R8 では 1~2%、6R-P10 では 5% で、6R-P10 のバルブ温度がフレート方向と直角方向で大巾に変わることを考えると極めて

よく一致し、シールド・ケースがプレート温度に及ぼす影響は、計算で正しく求められていることがわかる。

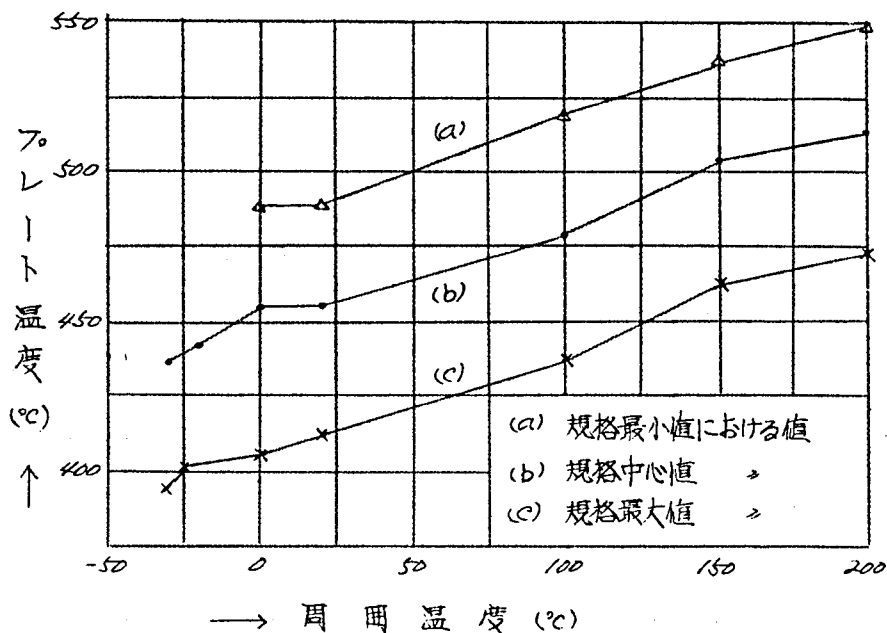
(b) 周囲温度の影響 ⁽³⁻¹²⁾

周囲温度の影響を知るために、6R-R8, 6R-P10, 6V6-GTについて、周囲温度を -30°C , -20°C , 0°C , $+20^{\circ}\text{C}$ (室温), $+100^{\circ}\text{C}$, $+150^{\circ}\text{C}$ 及び $+200^{\circ}\text{C}$ (但し、 200°C の時は特性が不安定になる) にした時の温度を測定した。3・3・2節と同じ測定球を用い、「高信頼管用周囲温度試験器」で測定したが、結果をFig. 3-17 (a) 及び (b) に示した。

Fig. 3-17 周囲温度の影響



(b) 6R-P10



次に、これらの関係をシールド・ケースの場合と同様計算して、実測値との比較を第3-13表に示した。第3-13表の計算方法は次の通りである。

○プレート温度：実測値は Fig. 3-17 の値、 $T_{p Ave}$ は第3-9表と同じ考え方を用いた。 -30°C へ $+150^{\circ}\text{C}$ の範囲で室温と同じ温度差が適用できるかどうかは問題である。

○バルブ温度： W/cm^2 は規格値における全損失をバルブ表面積（第3-2表参照）で割った値、 T_B は W/cm^2 から Fig. 3-6 を用いて求めたバルブ温度。

○ $W_{p Rad}$: (3-9) 式より計算した値。

○ $W_{p Rad}$ の割合：室温 ($+20^{\circ}\text{C}$) の $W_{p Rad}$ を 100% にした時の各周囲温度における $W_{p Rad}$ の割合(%)。

- W_{stem} : 各周囲温度において、 G_1 , G_2 , フレート等から
 システムへ流れる伝導による熱損失の和、周囲温度の
 変化した時はその分だけ温度差が増減するものとし
 て計算した。
- 計算値の差: -30°C , $+100^{\circ}\text{C}$, $+150^{\circ}\text{C}$ における ($W_{p\text{rad}} +$
 W_{stem}) と $+20^{\circ}\text{C}$ における ($W_{p\text{rad}} + W_{stem}$) の差。

第3-13表 周囲温度の影響の計算

品 種	周囲 温度 ($^{\circ}\text{C}$)	フレート 温度 ($^{\circ}\text{C}$)	$T_{p\text{ave}}$ ($^{\circ}\text{C}$)	バルブ温度($^{\circ}\text{C}$)		$T_{p\text{ave}}$ $-T_B^*$	$W_{p\text{rad}}$ (W)	$W_{p\text{rad}}$ の割合 (%)	W_{stem} (W)	計算値 の 差 (W)
				W/cm^2	T_B					
6R-R8	-30	362	337	0.263	75	0.122	2.14	84	0.9	0.26
	+20	390	365	"	100	0.145	2.55	100	0.75	-
	+100	425	400	"	162	0.168	2.95	116	0.5	0.14
	+150	450	425	"	210	0.181	3.2	125	0.3	0.20
6R-P10	-30	435	405	0.273	115	0.185	6.7	89	1.3	0.6
	+20	455	425	"	140	0.208	7.5	100	1.1	-
	+100	480	450	"	185	0.228	8.2	109	0.9	0.5
	+150	502	472	"	228	0.243	8.8	117	0.7	0.9
6V6-GT	-30	380	325	0.255	157	0.093	8.1	86	2.5	0.7
	+20	405	350	"	182	0.109	9.4	100	1.9	-
	+100	438	383	"	224	0.124	10.7	114	1.3	0.7
	+150	476	421	"	265	0.147	12.6	134	1.0	1.3

周囲温度が変化した時、バルブ温度が上昇して、フレート温度が
 高くなるならば、 $W_{p\text{rad}}$ の値は一定でなければならないが、 $W_{p\text{rad}}$
 の計算値は大幅に変化し、室温に比べて -30°C と $+150^{\circ}\text{C}$ で 85

～130%も変化し、計算値の差も0.3～1.3 Wとなって、フレートよりの輻射以外に熱伝導、入力等も変化することを意味する。これは T_{Ave} を室温の時と同じ考え方で計算したこと、バルブ温度にも多少誤差のあること、更に、受電管に加わる入力是一定としたが、周囲温度が下がると I_b も低下し、上昇すると電極温度が上がって I_b が上昇して増加する等により、第3-13表の結果になったと考えられる。

そこで、Fig. 3-17とFig. 3-8～Fig. 3-10を用いて、実測値より、周囲温度が変化してフレート温度が増減した時、そのフレート温度に相当する「室温における全損失の単位面積当たりの値 W/cm^2 」を求めた。室温における値を100%にして、これら各周囲温度の時の値の割合(%)を求めて、第3-14表に示した。(規格中心値における値を示す。)

第3-14表 周囲温度の変化と室温における等価フレート入力割合

周 種 温度(°C)	6R-R8		6R-P10		6V6-GT	
	W/cm^2	室温の値に 対する割合 (%)	W/cm^2	室温の値に 対する割合 (%)	W/cm^2	室温の値に 対する割合 (%)
-30	0.83	88	0.85	91	0.67	86
+20(室温)	0.94	100	0.93	100	0.78	100
+100	1.07	114	1.05	113	0.93	119
+150	1.19	127	1.15	124	1.04	133

この結果より周囲温度が-30°Cに低下すると、単位面積当たりの全損失が86～91%に低下、+100°Cでは113～119%、+150°Cでは124～133%に増大したことになる。逆にフレート入力、す

なわち、全損失を一定とすると、フレートの表面積がそれぞれこの分だけ増減したことに相当する。従って、周囲温度が変化した場合、設計的にはフレート表面積がそれぞれ等価的に

周囲温度 -30°C の時 約 12% 増大

、 $+100^{\circ}\text{C}$ の時 約 15% 減少

、 $+150^{\circ}\text{C}$ の時 約 28% 減少

したものとすればよい。

(c) アウターシールドの影響

受信管内部において、フレートの外側にアウターシールド (OS) の有無により、フレート温度は大幅に変化する。これは 64C7-
GT, 64U6 等高周波用受信管を設計する際問題になる点で、この影響を知るために 64C7-GT を例にとり、OS の有無、この OS を黒化 (スーテイング) した場合としない場合、それぞれのフレート温度を実測して第 3-15 表に示した。

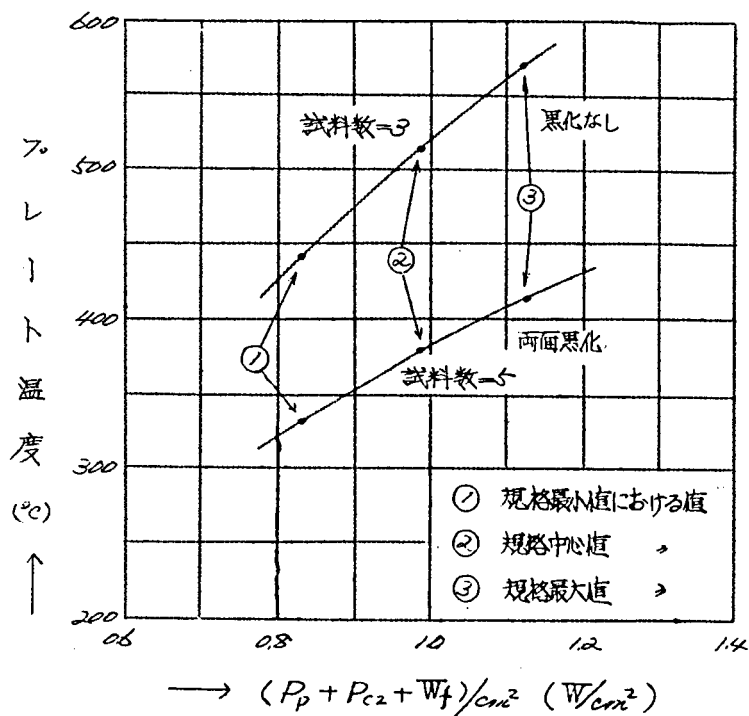
第 3-15 表 アウターシールドの影響

試験 番号	スーテイングの有無		試料数 n	フレート温度 (°C)			
	アウターシールド	フレート		規格 最小値	規格 中心値	規格 最大値	
(a) アウターシールド付き							
①	ナ	シ	4	563	599	643	
②	ナ	有	4	472	507	549	
③	有	ナ	5	543	575	615	
④	有	有	4	422	449	488	
(b) アウターシールドなし							
⑤	—	ナ	4	501	541	586	
⑥	—	有	2	356	382	412	

試験 番号	スレーティングの有無		試料数 n	スレート温度 (℃)		
	アウターシールド	スレート		規 最小	格 中心値	規 最大値
(c) 6AH6						
④	—	ナシ	3	442	512	565
④	—	有	5	331	379	413

又、参考のため 6AC7-GT と非常に類似した電極構造を持つ
クビンMT管の 6AH6 (OSなし、G3がビームスレートになっ
ている他は 6AC7-GT と変わらない) のスレート温度を測定し
て Fig. 3-18 に示した。

Fig. 3-18 6AH6 のスレート温度



プレート外側にアウターシールド (OS) を付けると、スレート
温度は OS を黒化しない場合、プレートを黒化すれば約 120°C、黒

化しなければ約 60°C と大巾に上昇する。又、OSを黒化すれば、フレートを黒化した場合約 65°C 、黒化しない場合約 30°C の差を生ずることがわかる。

又、輻射はフレート温度の4乗に比例するから、フレート表面を黒化して、エミシテイビティ ϵ をあげた効果で比較すると、㉖と㉔の比で約2.35へ2.45となり、ニッケルの $\epsilon=0.3$ と、黒化した時の $\epsilon=0.8$ との比2.65に近似した値を与えている。しかし、OSのある場合、すなわち、㉑と㉒、㉓と㉔では、約1.6及び約1.9となり、実効的に ϵ が低下した時と同じ値になる。これは、3.4.4節(b)でのべる式(3-33)(3-34)からもわかる通り、フレートの ϵ を高くしても、 ϵ の低い(㉑及び㉒の場合)あるいは ϵ が0.8程度(㉓及び㉔)のOSがあるために、十分輻射が行なわれず、又、OSの温度も上昇してこの影響が表われ、見掛け上のエミシテイビティが低くなった結果と考えられる。

3.4 グリッドの動作温度

3.4.1 結 言

グリッドの動作中の温度が高い場合、グリッドエミッション、ガス放出、スクリーンエミッション等が起って、障害を起すので、グリッドの設計に当たり、温度を知ることは重要な問題である。しかし、グリッドはサイドロッドと巻き線部のグリッドワイヤーから成り、熱量の授受の関係は極めて複雑で、プレート等と異なり、その計算は困難な問題である。

そこで、筆者は代表的品種について、種々条件をかえた時のグリッド・サイドロッド各部の温度を実測して、動作中のグリッド温度の値、サイドロッドの材質、ステムリードの材質の影響、ラディエーションカラムの効果等を測定した。又、*O. H. Schade* 氏の計算法⁽³⁻¹⁷⁾⁽³⁻¹⁸⁾⁽³⁻¹⁹⁾を一步進めて、アイカムの熱損失、ビーム、プレート、第3グリッドの影響等も考慮に入れた新しい計算方法を確立して、先に求めた実測値を用いて数値計算を行ない、グリッドの動作中の温度を計算できることを示した。

3.4.2 グリッド温度の実測値

グリッドの動作中の温度を実測した。測定はグリッドワイヤーの温度を知るのが理想であるが、ワイヤーは通常細くて熱容量が小さく、熱電対を熔接することが困難な上に、伝導による誤差が大きいから、代わりにサイドロッド各部の温度を求める方法をとった。

試験球は、サイドロッドの所要部分に 0.1mm のニッケル線と、 0.1mm のタングステン線より成る熱電対を熔接して、プレート温度測定の際の試験球 Fig. 3-7 と同様、バルブ上部より引き出して、マイクロアンメーターで熱起電力を求めて、温度を測定した。MT管

及び G 、 GT 管の代表として $6AQ5$ 、 $6R-P10$ 、 $6R-P15$ 、及び $12G-B3$ 、 $6AC7-GT$ をえらび、各々 3~5 本の測定値の平均値で示したが、 $6AC7-GT$ では特にステムリードへの熱損失のない場合の値を求めた。⁽³⁻¹⁵⁾

(1) $6AQ5$

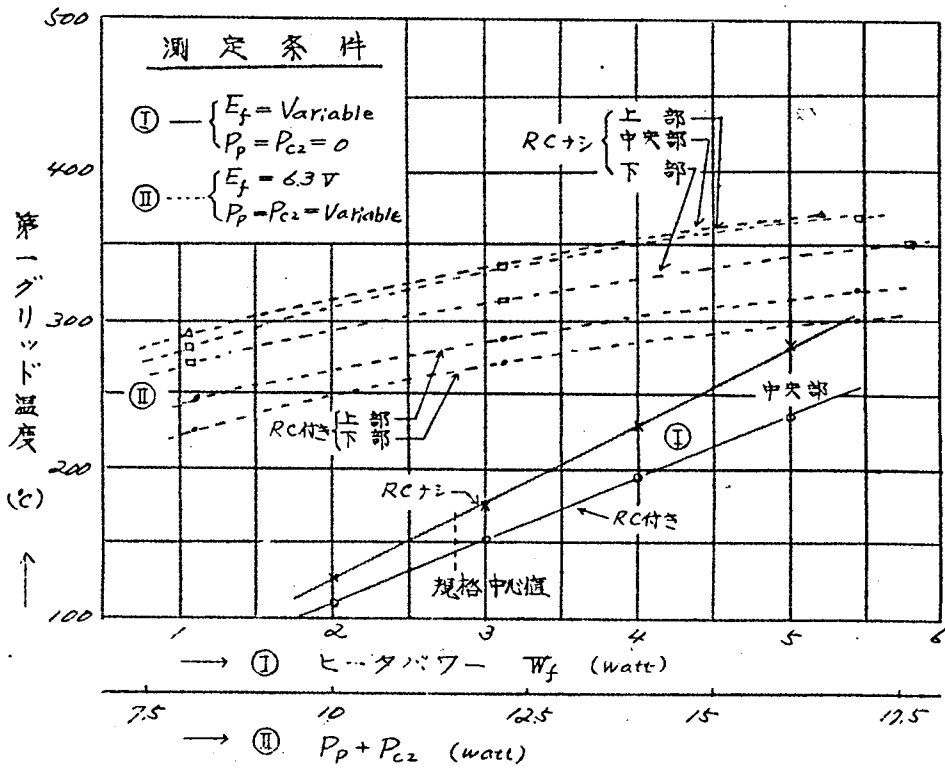
$6AQ5$ の第 1 グリッド (G_1) にラディエーションカラー (R) を付けた場合、付けない場合について、Fig 3-19 (a) にプレート損失と第 2 グリッド損失 $P_p = P_{c2} = 0$ にして、ヒータパワー (W_f) をかえた時のサイドロッド中央部の温度、ヒータ電圧 (E_f) を一定にして ($P_p + P_{c2}$) をかえた場合のサイドロッド上部 (トップマイカの上)、中央部及び下部 (ボトムマイカの下、グリッド脚部の中央) の温度を示す。又、同図 (b) に ($P_p + P_{c2}$) をかえた時の RC 各部の温度とその構造寸法を示した。

規格中心値において、 RC の有無による温度を比較すると、ヒータパワーのみで約 $25^\circ C$ 、 P_p 、 P_{c2} が加わると上部及び下部で約 $50^\circ C$ の差を生じ、後にのべる Fig 3-22、 $12G-B3$ の RC の大きさを半分にした場合の温度差約 $25^\circ C$ と相俟って、ラディエーションカラー RC はグリッド温度を下げるのに有効である。又、(b) 図に示す通り、サイドロッド上部と RC 各部の温度差は比較的少なく、 $10 \sim 20^\circ C$ 以下である。

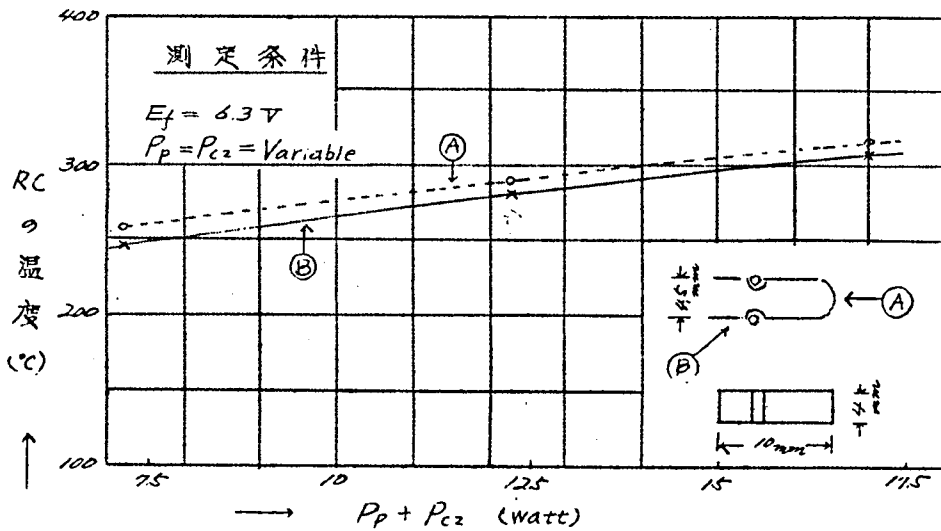
次に、Fig 3-19 (c) 及び (d) に $6AQ5$ の第 2 グリッド (G_2) について、 $P_p = 11.25 \text{ watt}$ 一定にして P_{c2} を変化した場合、及び $P_{c2} = 11.25 \text{ W}$ 一定にして P_p を変化した場合のサイドロッド上部、中央部、下部のステムインナーリード溶接側及び反対側の温度、更に $P_p = P_{c2} = 0$ にして W_f を変えた時の中央部の温度を示した。

Fig. 3-19 6AQ5 グリッドの温度

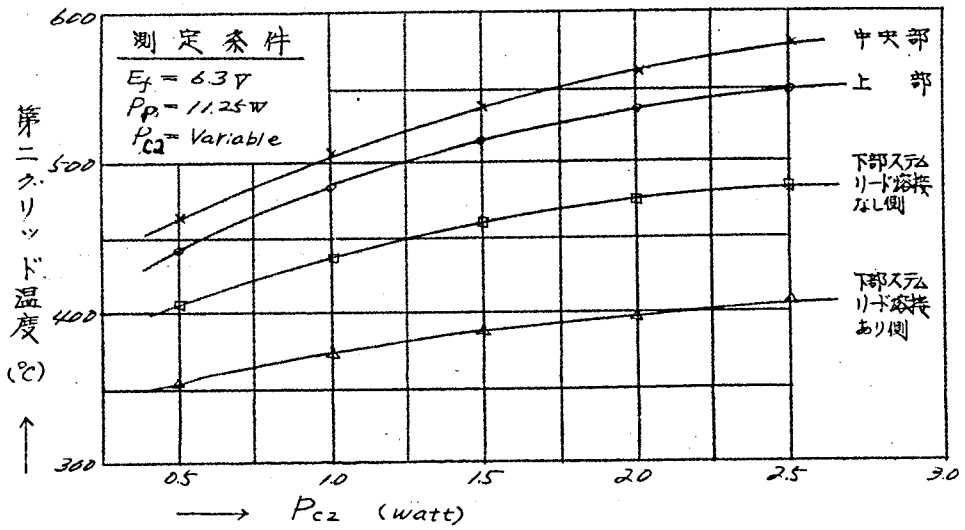
(a) 第1グリッド



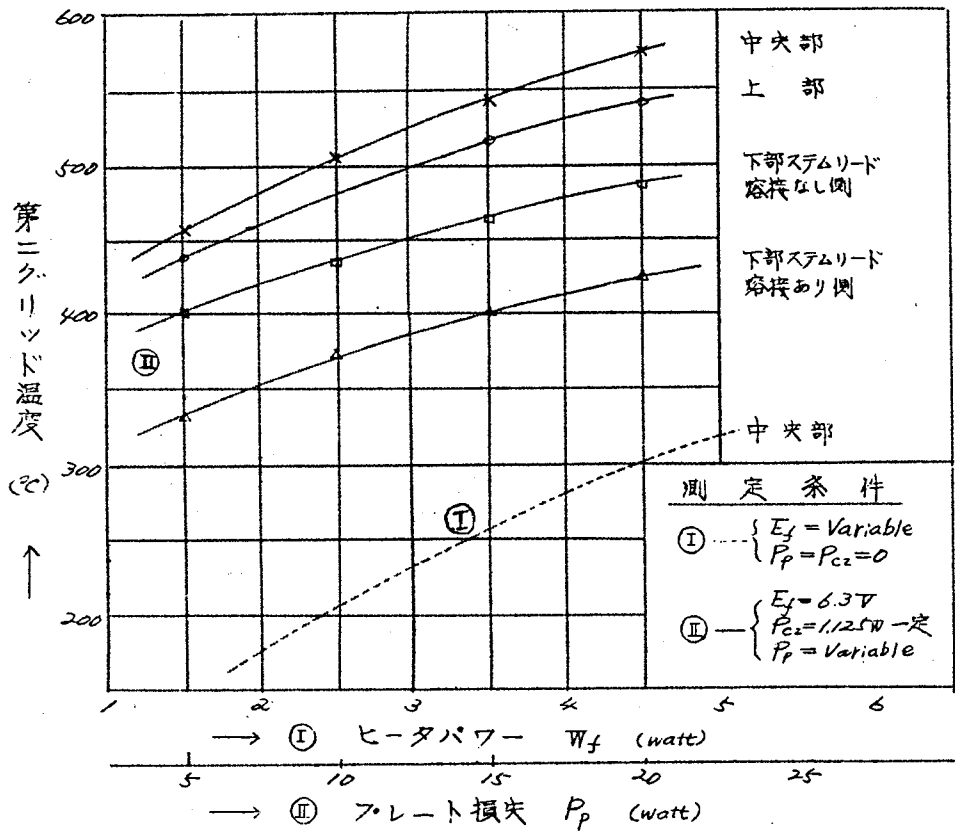
(b) ラディエーションカラー



(c) 第2グリッド



(d) 第2グリッド



ここでサイドロッド各部の温度は、3・4・5節でつべる通り、温度分布からステムリードに流れる熱量を計算して、計算結果と比較するために測定した。

(2) 6R-P10

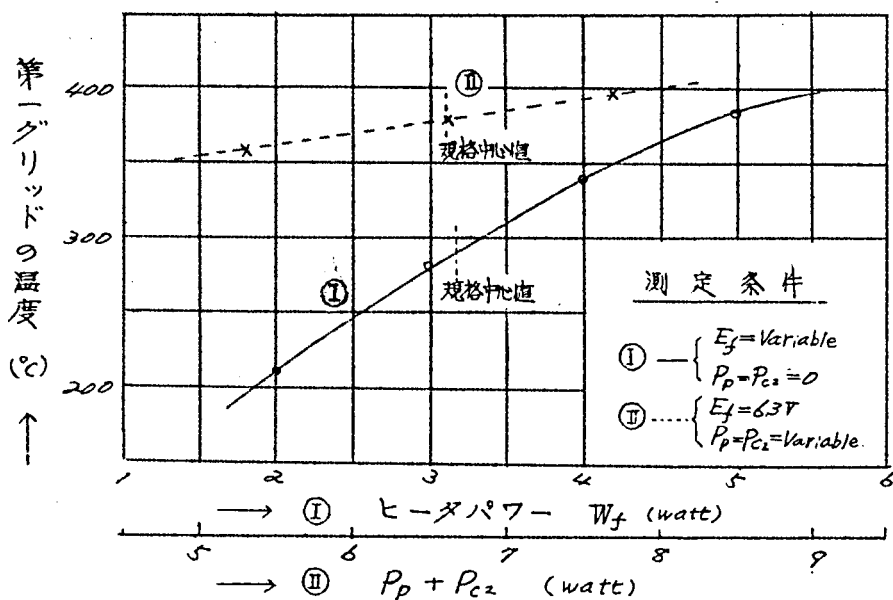
開放型構造を持つ受信管の一例として、6R-P10をえらんだ。

Fig. 3-20 (a) に $P_p = P_{c2} = 0$ にして W_f をかえた場合、及び E_f を一定にして $(P_p + P_{c2})$ を変化した場合の G_1 のサイドロッド中央部の温度、同図 (b) に $P_p = P_{c2} = 0$ にして W_f をかえた場合、 E_f 一定、 $P_p = 0$ にして P_{c2} を変化した場合、及び $P_{c2} = 1.2 W$ 一定にして P_p を変化した場合の G_2 サイドロッド中央部の温度を示した。

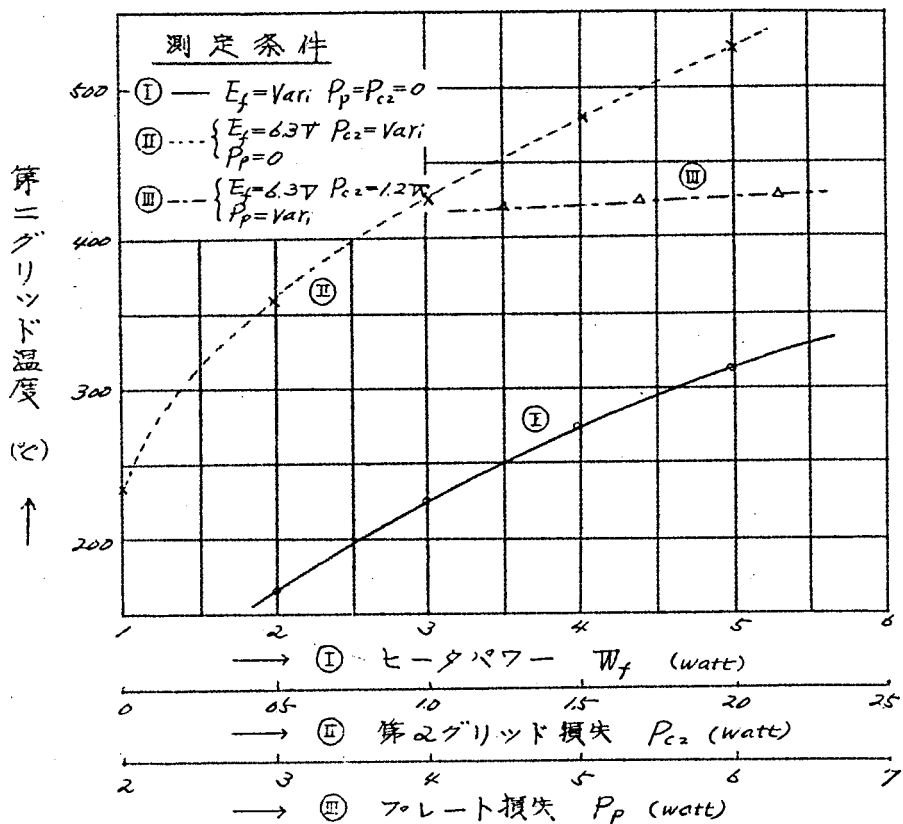
6R-P10 は開放型であるが、相互コンダクタンス G_m が高く、グリッド・カソード間の距離が近いので、 G_1 はヒータパワーのみでも 290°C となり相当高い。

Fig. 3-20 6R-P10 のグリッド温度

(a) 第1グリッド (中央部)



(b) 第2グリッド(中央部)



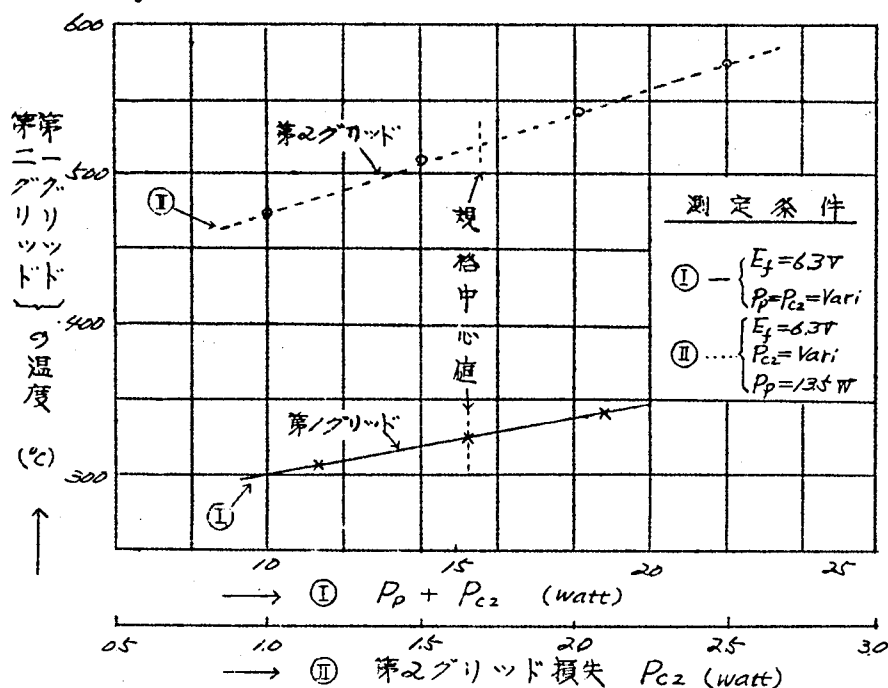
(3) 6R-P15⁽³⁻⁷⁾

タピンMT管のパワー管の例として、Fig. 3-21に6R-P15について、 $(P_p + P_{c2})$ を変化した時の G_1 、サイドロッド中央部及び $P_p = 13.5 \text{ watt}$ 一定にして P_{c2} を変化した時の G_2 、サイドロッド中央部の温度を示した。この品種は大型パワー管で電極損失が大きいので、規格中心値においても G_1 325°C、 G_2 は実に520°Cにも達している。

(4) 12G-B3

バルブはT-29、ボタンステムをもちいたG管の代表として、

Fig. 3-21 6R-P15の第1. 第2グリッド温度



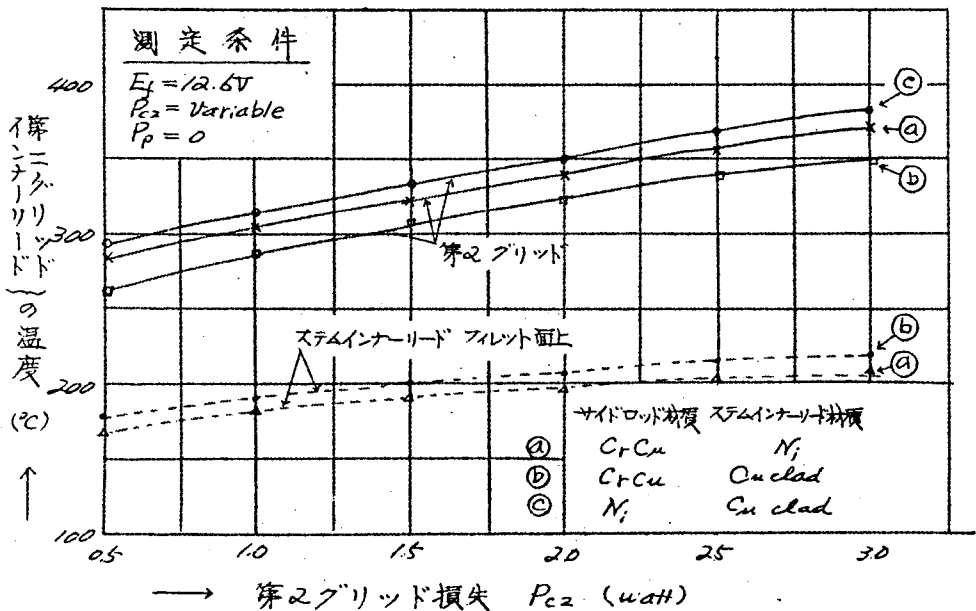
124-B3のグリッド温度を求めた。Fig. 3-22(a) 及び (b) に $P_p = 0$ で P_{c2} 及び $P_{c2} = 0.7 \text{ watt}$ 一定にして P_p をそれぞれ変化して、且つ、サイドロッドの材質、ステムインナーリードの材質をかえて組合わせた場合のG2中央部の温度を示す。すなわち、サイドロッドの材質がCrCu(クロム銅合金)及びNi, ステムのインナーリードがNiとCuclad(Cuが40%とFe 60%の重量比)を組合わけて測定した。

このデータから、サイドロッドはCrCuで、ステムリードをNiからCucladにすると、約20°C低くなるが、ステムリードはCucladでも、サイドロッドをCrCuからNiにすると、約30°C高くなる。又、ステムの OUTER リードもNiとCucladの両者について測定したが、OUTER リードの影響は表われなかったので省略

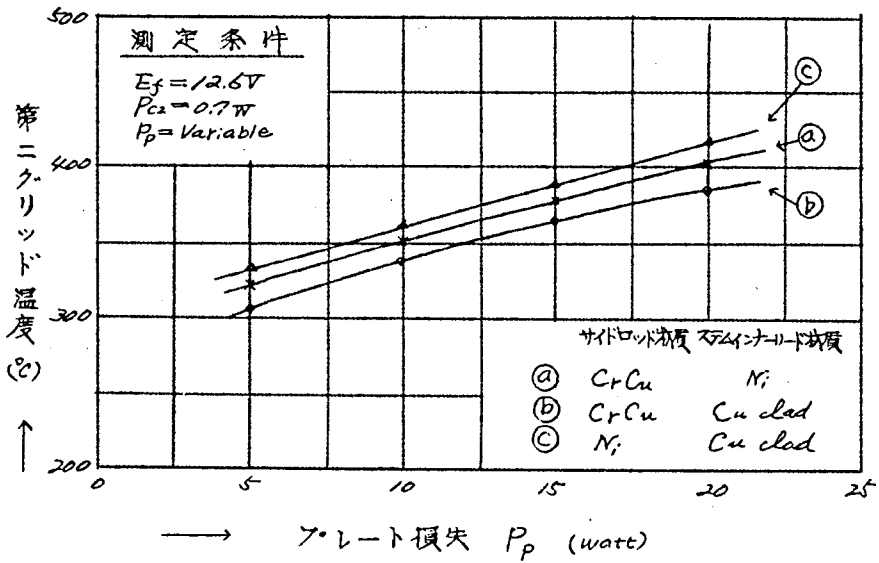
した。Fig. 3-22(a)には、同時に G_2 リードのステムインナーリードのステムフィレット面上部の温度を測定して、インナーリード N_i 及び $Cuclad$ の場合について示した。Fig. 3-23にはステムリード材質をかえて、12G-B3のフレートをステム側に引き出した場合(普通品はバルブ上部より引き出されている)の中央部の温度を示したが、 N_i と $Cuclad$ で約 $10^\circ C$ の差があり、Fig. 3-10に示した普通品と比べると、規格中心値でそれぞれ $10^\circ C$ 及び $20^\circ C$ 低くなっている。

Fig. 3-22(c)に普通のラディエーションカラー(RC)と、長さを半かにして表面積 $\frac{1}{2}$ のものを併せた時の差を示した。すなわち、12G-B3の G_1 サイドロッド中央部で、 $P_p = P_2 = 0$ で W_f をかえた場合、 W_f 一定にして($P_p + P_2$)をかえた場合の温度を測

Fig. 3-22 12G-B3 グリッドの温度
(a) 第2グリッド(中央部)及びステムインナーフィレット面上



(b) 第2グリッド温度 (中央部)



(c) 第1グリッド (中央部)

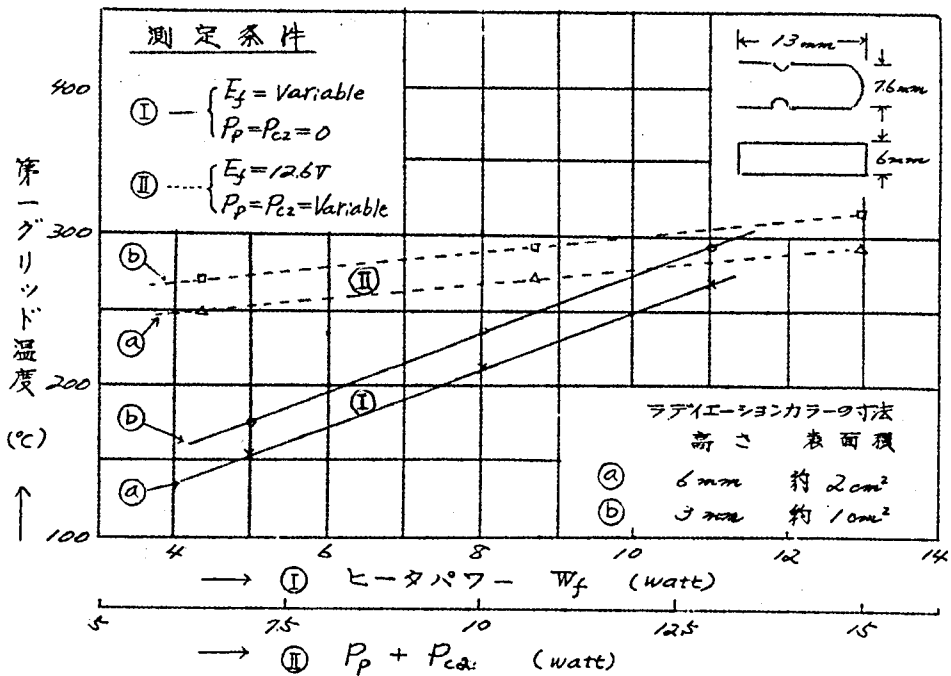
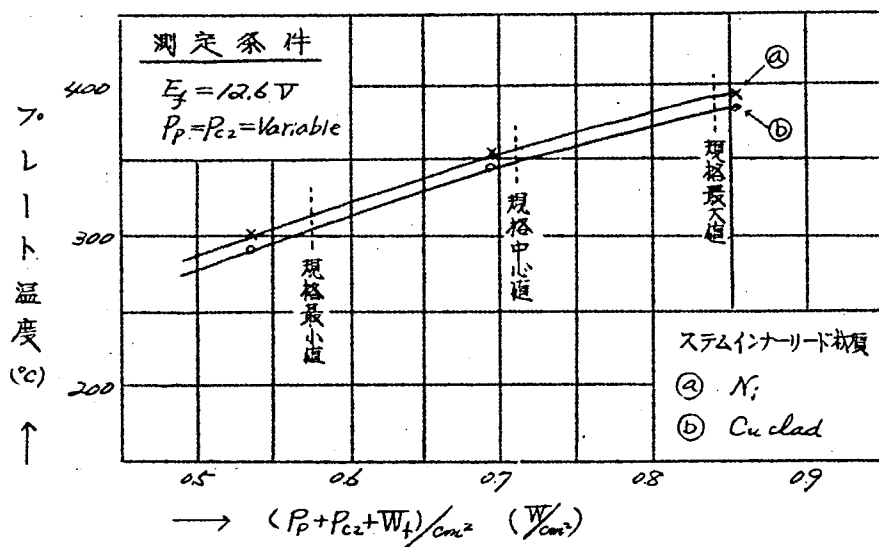


Fig. 3-23 12G-B3 フレート温度 (ステムリード付き)



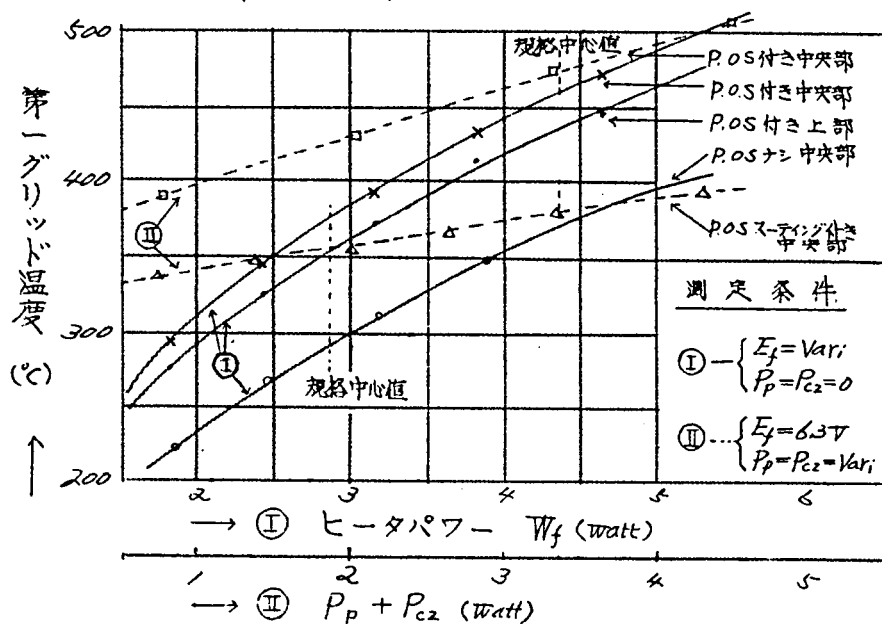
定したが、RCを半かにすると、約25°C高くなることわかる。

(5) 6AC7-GT

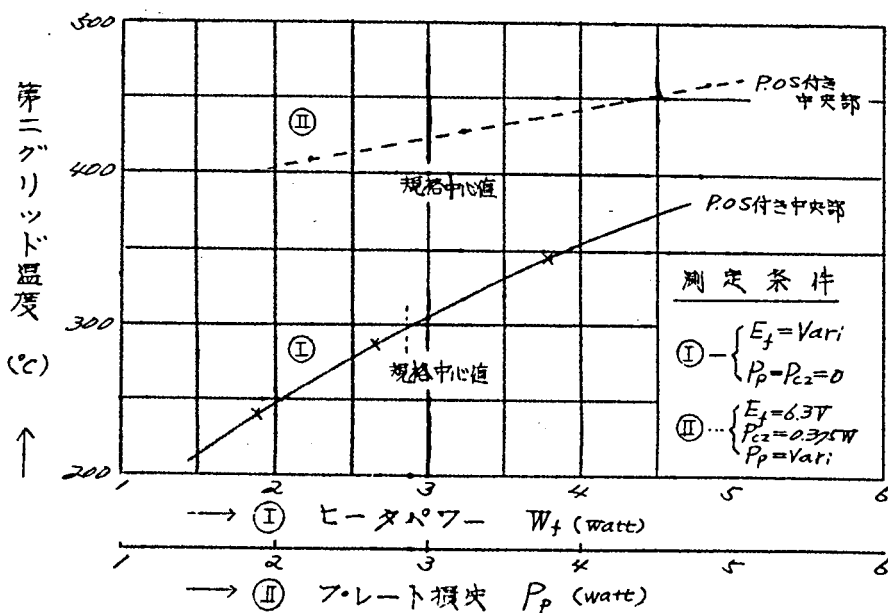
ステムリードへの伝導による熱損失をなくして、輻射による熱損失のみを考えた時のグリッド温度を知り、計算に便利のために（正確にはマイカへの熱損失と、0.1mm 中のNi線を通して、ステムへの損失が含まれる。）6AC7-GTでサイドロッドとステムリード向を0.1mm 中のNi線で接続して、条件をかえた場合の G_1 、 G_2 サイドロッドの温度を測定した。

Fig. 3-24 (a) にプレート(P)、アウターシールド(OS) (黒化なし) を付けて、(i) $P_p = P_{c2} = 0$ 、 W_t を変化した時の G 、サイドロッド上部、中央部、(ii) E_f を一定にして、 $(P_p + P_{c2})$ を変化した時の G 、中央部、(iii)、(ii)の条件でP、OSを黒化した時の G 、中央部、(iv) P、OSを除いて(i)の条件にした時の G 、中央部の温度をそれぞれ示した。

Fig. 3-24 6AC7-GTグリッドの温度
(a) 第1グリッド (ステムリードのない場合)



(b) 第2グリッド



この結果から、 P , OS を除くと、 G_1 の温度は約 $80^{\circ}C$ も低くなることわかる。又、上部と中央部で約 $20^{\circ}C$ の差が認められるが、これはステムへの熱損失は殆んどないから、上部でマイカへの伝導による熱損失のために温度が低くなったと考えられる。又、 G_1 でも、フレートと同様、 OS 黒化の効果は大きく、規格中心直で、約 $100^{\circ}C$ も低くなっている。

次に、Fig 3-24 (b)に W_f をかえた場合、及び $P_{c2} = 0.375W$ 一定にして P_p を変化した場合の G_2 サイドロッド中央部の温度を示す。

なお、これら、6A25, 6R-P10, 6R-P15, 12G-B3の電極断面図は、3・3・2節、Fig. 3-11 (a)~(e)に示したものと同じである。又、第3-16表にこれらグリッドのピッチ、ワイヤー及びサイドロッドの材質、直径、ステムリードとの接続方法を示した。

第3-16表 各種グリッドの構造

構 造	6AQ5		6R-P15		6R-P10		12G-B3	
	G ₁	G ₂	G ₁	G ₂	G ₁	G ₂	G ₁	G ₂
グリッドのTPI	44	44	64.5	26.5	125	57.5	46	46
ワイヤー材質	Mo Aupl	Mo	Mo Aupl	Mo	Mo Aupl	Mo	Mo Aupl	Mo
ワイヤーの直径 (mm)	0.084	0.092	0.05	0.063	0.04	0.060	0.084	0.089
サイドロッド の 材 質	Cu clad	Fe	Cu clad	Ni	Ni	Ni	CrCu	CrCu
サイドロッド の直径 (mm)	1.0	0.76	0.76	1.0	0.9	0.76	1.0	1.0
RCの有無	RC付 及 なし	—	RC付	—	—	—	RC付	—
ステムリード 溶 接 個 所	両側	片側	両側	片側	片側	片側	片側	両側
接 続 方 法	直接	間接	間接	直接	間接	間接	間接	直接
接 続 長 さ (mm)	45	6	5	5	4	4	8	9

註記、ステムリード接続方法で「間接」とはステムリードとサイドロッド溶接の際リボン、コネクター等を用いたもの、「直接」とはステムリードを直接溶接する方法を言う。

3.4.3 グリッドの温度分布

グリッド温度を計算するために、最も簡単な場合として熱の平衡状態、すなわち、グリッドが受ける熱量と、輻射によって失われる熱量の差 Q が、すべてサイドロッドよりステムリードを通して失われると仮定した場合の各部の温度分布を求めた。サイドロッドとステムリードの接続方法は、(i) サイドロッドの左右両側をそれぞれステムのインナーリードに溶接する方法、(ii) サイドロッドの片側のみをステムインナーリードに溶接する方法、の二つがあるのでかけて考えなければならない。

ある二点間の温度傾度はオームの法則と類似の法則に従うから、温度差を Δt 、熱量を q_0 、熱抵抗を r_0 として、

$$\Delta t = q_0 \cdot r_0 \quad (3-12)$$

になる。ここで、 Δx を二点間の距離 (cm)、 k を物体の熱伝導度 $\frac{\text{watt}}{\text{cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}}$ 、 O を物体の断面積とすると、熱抵抗 r_0 は、

$$r_0 = \frac{\Delta x}{k \cdot O} \quad (3-13)$$

で表わされるから、 Δt 又は q_0 はそれぞれ

$$\left. \begin{aligned} \Delta t &= q_0 \cdot \frac{\Delta x}{k \cdot O} \\ q_0 &= k \cdot O \cdot \frac{\Delta t}{\Delta x} \end{aligned} \right\} \quad (3-14)$$

になる。

そこで、Fig. 3-25 に示す如く、グリッドを5つの部分にわけて、これを熱回路と考えると、これらの式を用いて計算した。

(i) ステムリードが両側に溶接してある場合

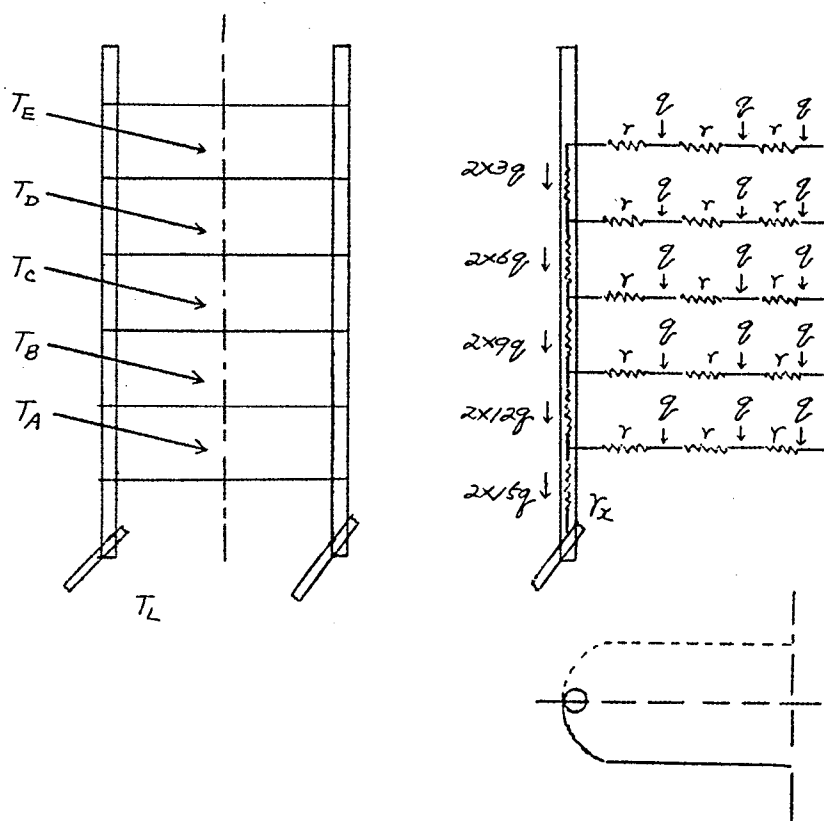
ステムリードとサイドロッドとの溶接点の温度を T_L とすると、最初のグリッドワイヤーまでの温度上昇は、 $2 \times 15g \times r_x$ 、但し、 $r_x = \frac{\Delta x}{k \cdot O}$ 、 Δx は溶接点から T_A 相当点までのサイド

ロッドの長さ、 で表わされる。又、グリッドワイヤーの中央部からサイドロッドまでの温度上昇は、 $(3q \times r + 2q \times r + q \times r) \times \frac{5}{FT} = 30 \frac{qr}{FT}$ 、但し、 FT はグリッドワイヤーの巻き数、 r はグリッド $1/2$ ターンの $\frac{1}{6}$ の長さの熱抵抗である。ここではグリッドワイヤーの平均の温度上昇を考えて、

$$T_A = T_L + 30q \cdot r_x + 15 \frac{qr}{FT}$$

グリッドがステムリードへの熱伝導のみによって失う熱量を Q 、グリッドワイヤーノターン当たりの熱抵抗を r_x とすると、

Fig. 3-25 グリッドの温度分布と熱回路
(ステムインナーリードと両側で溶接の場合)



$$q = \frac{1}{60} Q, \quad r_t = 12r \text{ より}$$

$$T_A = T_L + Q \left(\frac{r_x}{2} + \frac{r_t}{48FT} \right) \dots\dots\dots (3-15)$$

次に、第2の部分の温度 T_B は、サイドロッドの第1の部分と第2の部分までの温度上昇を T_A に加わればよいから、

$$T_B = T_A + Q \frac{4}{50} r_{FL} \dots\dots\dots (3-16)$$

但し、 r_{FL} はグリッドの巻き長さ部分 (FT 相当部分) のサイドロッドの熱抵抗

同様にして

$$T_C = T_A + Q \frac{7}{50} r_{FL} \dots\dots\dots (3-17)$$

$$T_D = T_A + Q \frac{9}{50} r_{FL} \dots\dots\dots (3-18)$$

$$T_E = T_C + Q \frac{3}{50} r_{FL} \dots\dots\dots (3-19)$$

$$T_C \text{ は又、} T_C = T_L + Q \left(\frac{r_x}{2} + \frac{r_t}{48FT} + \frac{7}{50} r_{FL} \right) \dots\dots\dots (3-20)$$

で表わされる。

(ii) ステム・リードが片側に熔接してある場合

両側熔接の場合と同じ方法で計算を行なつて

$$T_A = T_L + Q \left(r_x + \frac{1}{12} \frac{r_t}{FT} \right) \dots\dots\dots (3-21)$$

$$T_B = T_A + Q \frac{4}{25} r_{FL} \dots\dots\dots (3-22)$$

$$T_C = T_A + Q \frac{7}{25} r_{FL} \dots\dots\dots (3-23)$$

$$T_D = T_A + Q \frac{9}{25} r_{FL} \dots\dots\dots (3-24)$$

$$T_E = T_C + Q \frac{3}{25} r_{FL} \dots\dots\dots (3-25)$$

$$\text{又、} T_C = T_L + Q \left(r_x + \frac{r_t}{12FT} + \frac{7}{25} r_{FL} \right) \dots\dots\dots (3-26)$$

になる。

3.4.4 グリッドの熱量の計算

次に、グリッドの受ける熱量と失う熱量を計算した。グリッドが受ける熱量は、カソードよりの輻射、グリッド自身の損失、プレートよりの輻射等があり、失われる熱量は輻射により他電極、すなわち、グリッド、ビーム プレート (BP) 等に失う熱量、グリッドカラ (RC) よりの熱輻射、マイカへの熱伝導等の他、ステムリードへの損失がある。

(a) カソードよりグリッドへの熱輻射 (Q_K)

グリッドワイヤーで囲まれた部分のカソードの表面積を $A_K (cm^2)$ 、カソード温度を $T_K (^\circ K)$ 、エミシティビティを ϵ_K とすると、この部分より輻射される熱量 q_K は、熱輻射の式より、

$$q_K = 5.67 \times 10^{-12} \epsilon_K \cdot A_K \cdot T_K^4 \text{ (watt)} \quad (3-27)$$

で表わされるが、これが全部グリッドに吸収されるわけではない。

先ず、グリッドのエミシティビティを ϵ_g 、グリッドの巻き長さ部の面積を $A_g (cm^2)$ とすると、 ϵ_K と ϵ_g のために H. C. Hotteel⁽³⁻¹⁸⁾ の示す様に係数 F_E

$$F_E = \frac{\frac{1}{\epsilon_K}}{\frac{1}{\epsilon_K} + \frac{A_K}{A_g} \left(\frac{1}{\epsilon_g} - 1 \right)} \quad (3-28)$$

を考えると、グリッドの受ける熱量は $q_K \times F_E \text{ (watt)}$ になる。しかし、実際には F_E は殆んど 1.0 に近く、近似的に 1.0 と考えて差支えない。

次に、Fig. 3-26 (a) に示すように、カソード・グリッド共に無限長ではなく、微小部分 ΔA がグリッド平面に及ぼす影響は $F_F = \frac{180 - \alpha - \beta}{180} \times 100 (\%)$ になる。そこで、グリッドの巻き長さ FL 、グリッド・カソード間の距離を d_{cg} として、 FL/d_{cg} と F_F の関係は

Fig. 3-26 (b) になるから、係数 F_F を用いてグリッドの受ける熱量は、 $q_K \cdot F_E \cdot F_F$ (watt) である。

実際にはカソードは矩形の他、円形、楕円形等の断面を有するから、右図に示す通り5点の C-G

間隔をそれぞれ deg_1, deg_2, \dots

deg_5 として、

$$\frac{FL}{deg} = \frac{5 \times FL}{deg_1 + deg_2 + deg_3 + deg_4 + deg_5}$$

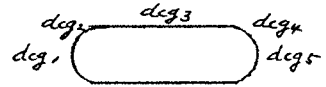
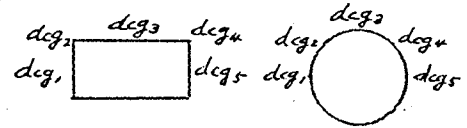
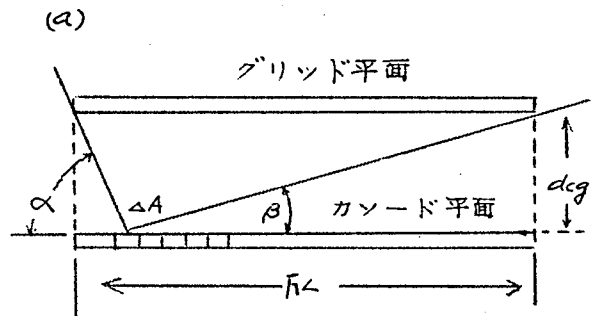
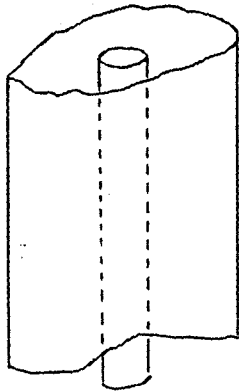
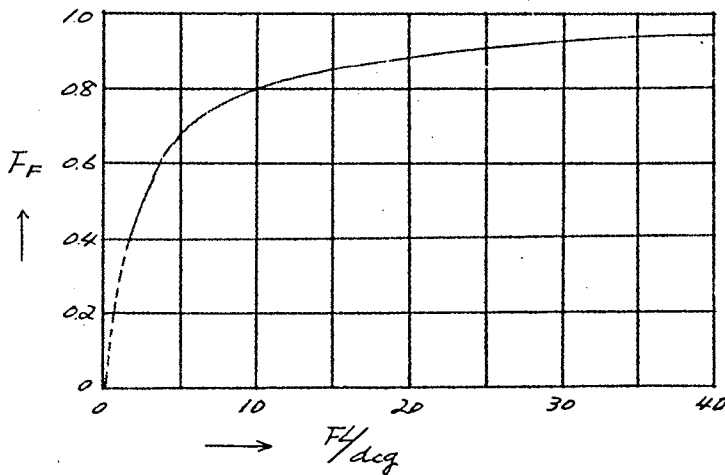


Fig. 3-26 F_F の 値



(b)



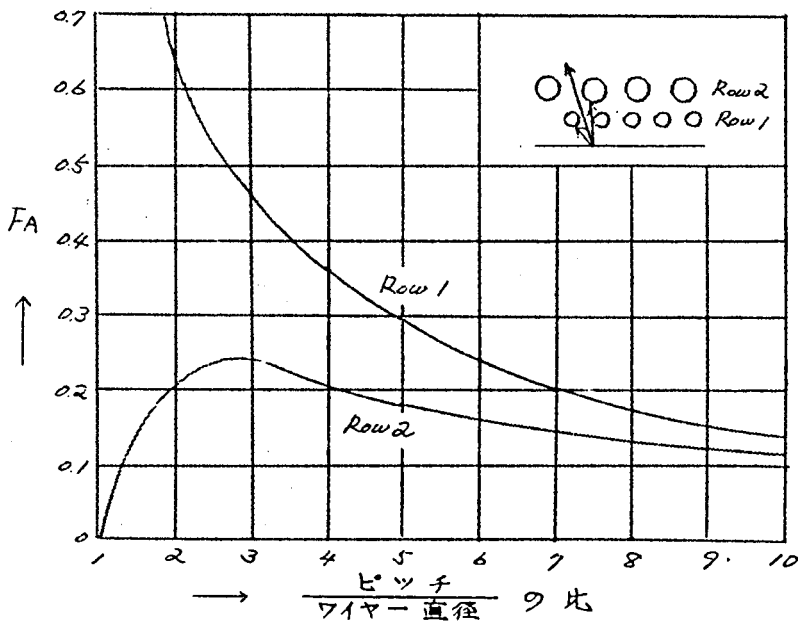
として F_F を求める。

グリッドはワイヤー部分とサイドロッド部分から成っているので、それぞれが $g_k \cdot F_E \cdot F_F$ (watt) より受ける熱量を求める。先ず、ワイヤーに吸収される熱量 $g_{grid\ wire}$ は、グリッドが完全平面ではなく、ピッチを有する巻き線であるための係数 F_A 及びグリッド全表面積の内サイドロッドの占める割合を σ としたとき、 $(1-\sigma)$ の積である。この内 F_A の値は H. C. Hotell 氏の $\frac{(3-18)}{\text{ワイヤー直径}} \cdot \text{ピッチ}$ の比と F_A の関係 (これを Fig. 3-27 に示す) をそのまま用いると、(G_1 には Row 1, G_2 には Row 2 を用いる) 次の式で表わされる。

$$g_{grid\ wire} = g_k \cdot F_F \cdot F_A \cdot F_E (1-\sigma) \dots\dots\dots (3-29)$$

次に、サイドロッドに吸収される熱量 $g_{side\ rod}$ は、 F_F , F_E の他に、カソードの全輻射量の内サイドロッドの方向に輻射される熱量の割合 σ 、すなわち、円形カソードの時は常に 1.0 であるが、楕円又

Fig. 3-27 F_A の 値



は矩形カソードの時はカソードの厚さを $2d$ 、フラット部分の中を
とすると、

$$\text{矩形カソード} \quad h = \frac{2d}{\pi + 2d}$$

$$\text{楕円スリーブ} \quad h = \frac{\pi d}{\pi + \pi d}$$

と、カソードの半径 d 、カソードとサイドロッド間の距離 x 、サイ
ドロッドの半径 R_s より d/R_s と x/d によって決まる係数⁽³⁻¹³⁾(これを
Fig. 3-28に示す) F_s が加わって、

$$g_{\text{side rod}} = g_k \cdot h \cdot F_F \cdot F_E \cdot F_s \quad (3-30)$$

になる。従って、グリッドの受ける全熱量 Q_k は

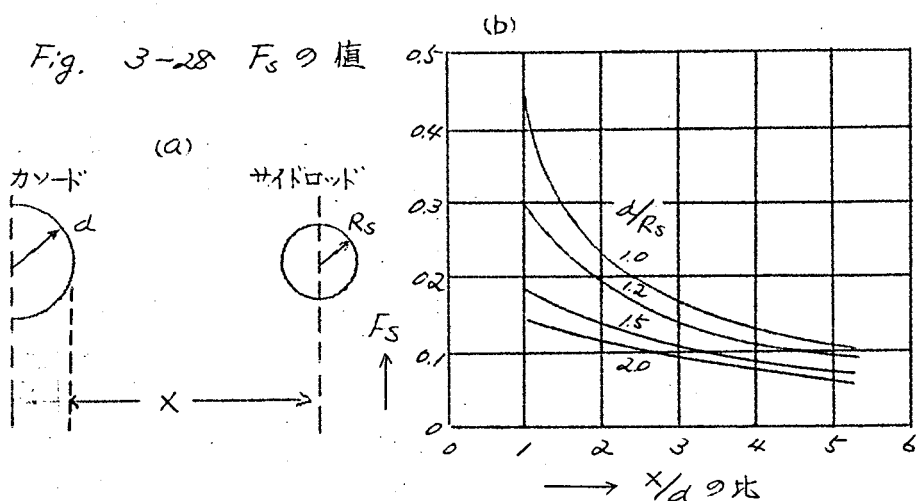
$$Q_k = g_{\text{grid wire}} + g_{\text{side rod}} \quad (3-31)$$

である。但し、 G_2 サイドロッドは、 G_1 のロッドで遮蔽されて、
直接カソードより熱輻射を受けないから

$$Q_{k2} = g_{\text{grid wire}} \quad (3-32)$$

として計算すればよい。

ここでは、グリッドの温度がカソードに比べて非常に低いとして
計算したが、大型管の G_2 の如く、 G_2 損失、カソードよりの輻射



の大きい時は、300~400℃にもなり、カソードより吸収される熱量が10~20%少なくなるから注意しなければならない。

(3-27) 式においてカソードの ϵ_K は普通0.3とも0.2とも言われ定説はない。筆者は6A25, 6R-P15, 12G-B3, 6AC7, 6R-P10 についてカソードの温度をパイロメーターで実測して、 $\epsilon_K = 0.2, 0.25, 0.3$ にした時の q_K の値を求め、ヒータパワー ($W_f = E_f \times I_f$) との比及び A_K とスリーブ全表面積との比を計算して検討した結果、カソードタブ、マイカよりの熱損失、ヒータ自身の失う熱量も考えて、 $\epsilon_K = 0.3$ では q_K と W_f の比が A_K とカソード面積の比より大きくなり、 $\epsilon_K = 0.2$ では、50%以下になって居過ぎる。そこで、これを $\epsilon_K = 0.25$ とすると、 A_K と全表面積による割合を補正して、 q_K と W_f の比が75~80%になり、20~25%がマイカ、カソードタブ等へ失われることになって実情に一致する。そこで、計算には $\epsilon_K = 0.25$ を用いることとした。

(b) グリッドとフレートとの熱交換

グリッド (G) よりフレート (P) に輻射される熱量又は逆にフレートからグリッドに輻射される熱量は、グリッド及びフレートの温度、面積、エミシティビティをそれぞれ $T_g, T_p (^{\circ}K), A_g, A_p (cm^2), \epsilon_g, \epsilon_p$ とすると、熱輻射の理論より、

グリッドよりフレート

$$q_{g-p} = 5.67 \times 10^{-12} \cdot A_g (T_g^4 - T_p^4) \cdot F_A \frac{1}{\frac{1}{\epsilon_g} + \frac{A_g}{A_p} \left(\frac{1}{\epsilon_p} - 1 \right)} \text{ (watt)}$$

..... (3-33)

フレートよりグリッド

$$q_{p-g} = 5.67 \times 10^{-12} \cdot A_p (T_p^4 - T_g^4) \cdot F_A \frac{1}{\frac{1}{\epsilon_p} + \frac{A_p}{A_g} \left(\frac{1}{\epsilon_g} - 1 \right)} \text{ (watt)}$$

..... (3-34)

になる。ここで、 A_g はグリッドノターンのワイヤー長さ、巻き長さ FL_{enc} の積である。

A_p は G_1 , G_2 共グリッドに対向するフレート内面の全表面積をとる。且し、ビームフレート (BP) のある時は、 G_1 又は G_2 はこれで遮蔽されるから、BP の開口部を $A_{(enc)}$ 、フレート長さを $b(cm)$ として、 $A_p = (1 + \delta) a \cdot b(cm^2)$ とした。 δ は G_1, G_2 に対する BP の開き角度、円形フレートの時はその内径で決まるファクターで普通 $\delta = 5 \sim 20\%$ である。 F_A は Fig. 3-22 より、 G_1 に対しては Row 2, G_2 に対しては Row 1 で $\frac{\text{ピッチ}}{\text{ワイヤー直径}}$ の比より求める。

(c) ラディエーションカラー (RC) よりの熱損失

Fig. 3-19 (a), (b) に示す通り、RC 付きサイドロッド上部と RC 各部の温度差は比較的少ないから、RC の平均温度はサイドロッド上部より $10 \sim 20^\circ C$ 低いとして RC より失われる熱量を計算した。しかし、厳密にはサイドロッドの材質、ステムリードの溶接方法で異なり、銅系統の時はサイドロッド各部の温度差が少なく、 Ni, Fe の時は大きい。又、両側溶接の場合、左右サイドロッドの条件は等しいが、片側の場合は Fig. 3-19 (c), (d) に示す如く左右で温度差を生じ、RC の温度はこの平均値になる。

次に、RC の輻射面積は、Fig. 3-19 (b) に示した 6AQ5 の RC のやき馬蹄型形状のものでは、外面積と開口部を平面とした時の和、6R-P15 の如く 2 枚の板の時は、一部カソードより熱輻射を受ける立場にあるので、近似的に片面として計算する。

RC よりの輻射損失は、平均温度 $T_{rc}(K)$ バルブ温度 $T_b(K)$ エミシビリティ ϵ_{rc} 、面積 $A_{rc}(cm^2)$ とすると、

$$RC \text{ よりの熱損失} = 5.67 \times 10^{-12} \epsilon_{RC} \cdot A_{RC} (T_{RC}^4 - T_B^4) (\text{watt})$$

..... (3-35)

で表わされる。ここで、バルブ温度は3・2節 Fig. 3-5 より最高温度点の値を求め、3・2・2 節の温度分布のデーターから RC に相当する場所、すなわち、上部マイカの上は中央の最高点より 10 ~ 30 °C 低いものとして計算した。

(d) ビームフレートの影響

ビーム管の如く G_2 のすぐ傍にビームフレート (BP) のある品種は、 G_2 より BP への輻射を考えなければならない。これをサイドロッド及び BP で囲まれた G_2 のワイヤー部よりの輻射に分けて計算した。ここで BP の温度は 12 G-B3, 6AQ5 の如く、フレートで完全に囲まれた構造のものは、フレート温度と比較的に近似しているが、フレートのように直接の損失は加わらないので、実測データーを参照して、12 G-B3 の如く ϵ の高い材料 (Alclad) の場合はフレートより 50 ~ 100 °C、6AQ5 の如く ϵ の低い材料 (Ni ヌッキ Fe) の場合は 100 ~ 150 °C それぞれ低い値、6R-P10 の如く開放型の場合は、殆んどフレート温度の影響を受けず、バルブと近似の 100 °C として計算した。又、BP のない品種では G_2 と G_3 サイドロッド間の熱輻射をカソードとサイドロッド間と同一方法で計算した。

実際に $G_2 \rightarrow BP$ 又は $BP \leftarrow G_2$ の熱交換を計算するには、 G_2 のワイヤーと BP 間には (b) にのべた (3-33) 式又は (3-34) 式のフレートの代わりに BP の値、グリッドの代わりに BP で囲まれた G_2 の値を代入する。又、サイドロッドと BP 間には、両式より F_A を除いて、フレート及びグリッドの代わりに BP とサイドロ

ツドの値を代入して、この両者の和をもって $G_2 \rightarrow BP$ 又は $BP \rightarrow G_2$ 間の熱交換とした。

(e) マイカへの熱伝導による損失 (Q_m)

マイカは熱の不良導体であるから、Schade 氏等の計算式ではすべてこの影響を無視している。しかし、ステムへの熱伝導のない、6AC7-GT の G_1 で、Fig. 3-24 (a) に示す通り、サイドロッド中央部と上部で約 20°C の温度差のあること、カソードの温度がマイカとの嵌合の強弱で着しく変化すること等より、マイカへの熱伝導による損失を無視することはできないが、これを計算又は実測で正確に求めることはむづかしい。そこで、先ず本節 (a)~(d) でつべた計算方法により、Fig. 3-24 の実測値よりステムリードへの熱損失のない 6AC7-GT の G_1 , G_2 に加わる熱量と輻射により失う熱量を計算して、第 3-17 表の結果を得た。

この表において、グリッド^{が外計より}受ける熱量 ① とグリッドより失われる熱量 ② の差、すなわち、グリッドの受ける熱量 ①-② は、ステムよりの熱損失が無視できるから、マイカへの損失と考えなければならない。

一方、マイカの熱伝導度はエスペ・クノール氏によれば、 $0.005 \text{ W/cm}^\circ\text{C}$ であり、マイカ厚さの平均は 0.25 mm である。又、円形スリーブ (0.76 mm ϕ と 1.14 mm ϕ) について、マイカとの嵌合の強弱によるカソード温度の変化を測定して、これを輻射損失の差に換算すると、 0.76 mm ϕ のカソード (約 700°C) で 0.12 W , 1.14 mm ϕ のカソード (約 750°C) で 0.14 W になる。

そこで、これらの結果を綜合して、マイカへの熱損失の一例として Fig. 3-29 を得た。第 3-17 表に Fig. 3-29 より求めた損失と併

第3-17表 6AC7-GTの G_1 , G_2 の熱量の計算

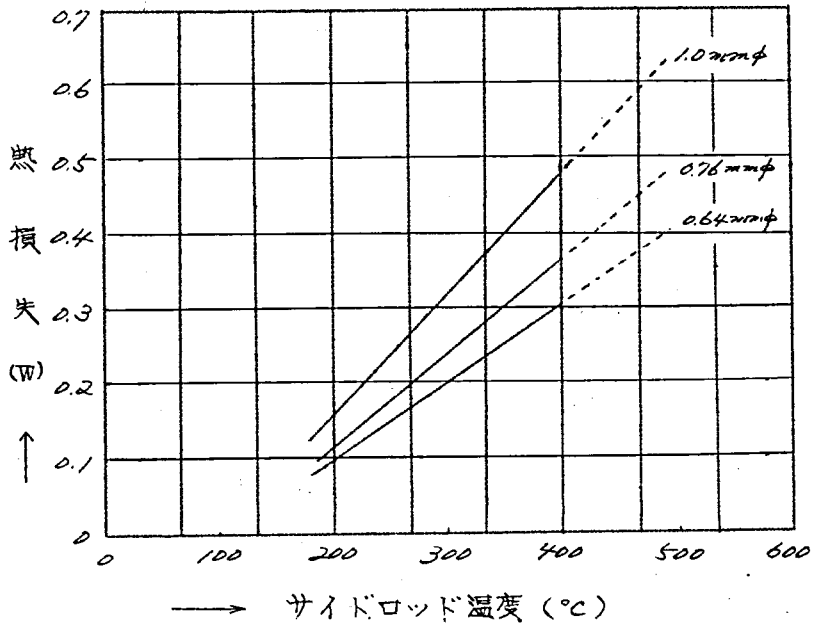
(ステムへの熱損失のない場合)

動作条件	サイドロッド 中央部の 温度(°C)	① 外部より受 ける熱量 (watt)	② グリッドより 失われる熱量 (W)	グリッドに受 ける熱量(W) ①-②	Fig. 3-29に よるマイカよ りの熱損失 (W)
(1) P_1 OSなしで W_f のみの時の G_1	290	0.45	0.10	0.35	0.24
(2) P_1 OS付きで W_f のみの時の G_1	375	0.43	0.15	0.28	0.35
(3) P_1 OS付きで P_{c2} P_{c2} 定格条件の 時の G_1	475	0.37 ($K \rightarrow G_1$) 0.19 ($P \rightarrow G_1$)	0.22	0.34	0.40
(4) P_1 OS付きで W_f のみの時の G_2	260	0.165	0.05	0.16	0.22
(5) P_1 OS付きで P_{c2} P_{c2} 定格条件の 時の G_2	425	0.17 ($K \rightarrow G_2$) 0.375 (P_{c2}) 0.286 ($P \rightarrow G_2$)	0.40	0.43	0.40

認したが、①-②の計算値と比較的よく一致している。しかしFig. 3-29の値もサイドロッドとマイカの嵌合度、電極損失の変化によるマイカ自身の温度の変化等を考えると、近似値を与えているにすぎない。

実際に計算する場合、正確にはサイドロッド温度には上下部各2ヶ所の平均をとらなければならない。又、ステムリードの溶接方法でも差を生ずるが、近似的に中央部の温度より20~50°C低くなると考えれば十分である。従って、グリッドの受ける熱量 Q_0 は次の

Fig. 3-29 マイカよりの熱損失の一例



式で表わされる。

$$Q_0 = (\text{グリッドの受ける熱量の和}) - (\text{輻射により失なわれる熱量の和}) - Q_m$$

伝導による損失がステムリードのみの場合の温度分布は、3・4・3節の式で表わされるが、マイカへの熱損失を考えると、 T_L より中央までの温度分布を計算する式((3-26)(3-26)式)の Q には、 Q_0 にステムリードの熔接されている側のマイカへの損失、 $\frac{1}{2}Q_m$ 又は $\frac{1}{4}Q_m$ を加えた Q_c を代入しなければならない。

ステムリードが両側熔接の場合

$$Q_c = Q_0 + \frac{1}{2}Q_m$$

ステムリードが片側熔接の場合

$$Q_c = Q_0 + \frac{1}{4}Q_m$$

又、 T_c よりグリッド上部の温度 T_E を計算する(3-19)(3-25)式

は、

$$(\text{グリッドの熱量}) = (\text{グリッドの受ける熱量の和}) - (\text{輻射で失う熱量})$$

として、 Q の代わりに上半分の平均値の2倍の値 Q_c' を代入すればよい。

$$Q_c' = 2 \times \left\{ \frac{1}{2} (\text{グリッドの熱量}) - \frac{1}{2} Q_m - (RC \text{ よりの輻射熱}) \right\} \dots\dots\dots (3-36)$$

この Q_c' が(+)の時は、上部より中央部へ熱が流れるので(上部温度) > (中央部温度)となり、 T_c の時と同様片側又は両側熔接の何れかによりそれぞれの式を用いればよく、逆に Q_c' が(-)の時は中央部より上部へ熱が流れるので、(上部温度) < (中央部温度)となり、常に両側熔接の式を用いなければならない。

3・4・2節で述べたグリッド温度の測定値は、すべてサイドロッド上の温度を測定しているので、これらをそれぞれ $T_{ASR}, T_{BSR}, \dots\dots T_{ESR}$ とすると、3・4・3節よりそれぞれ次の式で表わされる。

ステムリードが両側で熔接してある場合

$$T_{CSR} = T_L + Q_c \left(\frac{r_x}{2} + \frac{7}{50} r_{FL} \right) \dots\dots\dots (3-37)$$

$$T_{ESR} = T_{CSR} + \frac{3}{50} r_{FL} Q_c' \dots\dots\dots (3-38)$$

ステムリードが片側で熔接してある場合

$$T_{CSR} = T_L + Q_c \left(r_x + \frac{7}{25} r_{FL} \right) \dots\dots\dots (3-39)$$

$$T_{ESR} = T_{CSR} + \frac{3}{25} r_{FL} Q_c' \dots\dots\dots (3-40)$$

グリッドワイヤー中央とサイドロッドの温度差については3・4・5節で述べる。

これらの計算に当たって、エミシビティ及び熱伝導度には次の値を用いた。

エミシテイティ (*Emissitivity*)

カソード 0.25 (a) による)
 普通のグリッドワイヤー 0.6 (文献 (3-13) による)
 金メッキグリッドワイヤー 0.5 (汚染が少ないので 0.5 とする)

スーテインググリッドワイヤー
 0.9 (文献 (3-13) による)
 Ni または鉄の Ni メッキサイドロッド又はフレート
 0.3 (Ni の ϵ による)

アルクラッドフレート又は RC
 0.8 (文献 (3-14) による)

カーボナイズ鉄フレート又は RC
 0.8

スーテイング Ni フレート 0.8

熱伝導度

銅 (Cu) 3.8 W/cm² °C

ニッケル (Ni) 0.58 "

鉄 (Fe) 0.50 "

モリブデン (Mo) 1.45 "

銅クラッド (Cuclad) Cu 40%, Fe 60%

1.72 " (Cu と Fe の重量比よりの計算値)

クローム銅合金 (CrCu)

2.0 ~ 3.0 " (電気抵抗よりの計算値)

マンガンニッケル (Mn Ni)

0.25 ~ 0.35 " (同上)

3.4.5 グリッド温度の計算値

3.4.2 節で述べた実測温度を用いて 6AQ5 G_1 (RC なし及び RC 付き)、 G_2 , 6R-P15 の G_1 (RC 付き)、 G_2 , 6R-P10 の G_1 , 12G-B3 の G_1 (RC 付き)、 G_2 について、グリッドとヒステータスリードとの熱交換を計算して、グリッドに吸収される熱量から、「ステムリードに流れる熱量と、ステムリードの熔接点の温度 T_L 」を求めたが、その結果を第 3-18 表に示す。

これらの結果を横軸に、ステムリードノ本当たりに流れる熱量 (watt)、縦軸に、サイドロッドとステムインナーリードの熔接点の温度をとってプロットすると、MT 管は Fig. 3-30 (a), 12G-B3 は Fig. 3-30 (b) になる。

次に、Fig. 3-19 (a) に 6AQ5 G_1 RC なしの場合、(c), (d) に G_2 のそれぞれサイドロッド中央部とインナーリード熔接点(下部)の温度を測定しているので、(3-37) 式と (3-39) 式を逆に用いてステムリードに流れる熱量を求めることができる。又、Fig. 3-22 (a) に 12G-B3 の G_2 について、ステムファイレット面上の温度を測定しているので、サイドロッド中央部の温度から T_L を仮定して、 T_L とファイレット面上の温度との差と、インナーリードの熱抵抗よりリードに流れる熱量を計算し、マイカへの損失を加えて Q_c を求め、第 3-18 表の計算値と一致するまで計算を繰り返して、 Q_c と T_L を求めることができる。第 3-19 表にこうして求めた計算値と、第 3-18 表の計算値と比較して示した。12G-B3 G_2 は第 3-18 表に適切な対応値がないので、 T_{CSR} の近いものの値を示した。

第3-18表 グリッド温度の計算結果

動作条件	T_{CSR} ($^{\circ}C$) 実測値	Q_K (W)	$P \rightarrow G (+)$ \times は $G \rightarrow P (-)$ (W)	$G \rightarrow BP$ (W)
(a) 6AQ5 G, RCなし				
$P_p + P_{c2} = 10W$	315	0.45	+0.17	—
" " = 15W	365	0.43	+0.28	—
(b) 6AQ5 G, RC付き				
$P_p + P_{c2} = 10W$	280	0.46	+0.20	—
" " = 15W	325	0.45	+0.35	—
(c) 6AQ5 G ₂ (註2)				
$P_p = 5W$ $P_{c2} = 1.125W$	450	0.185	-0.32	0.15
$P_p = 15W$ " "	542	0.17	-0.16	0.19
$P_p = 20W$ " "	575	0.16	0	0.2
(d) 6R-P15 G, RC付き				
W_f のみ の時	230	0.62	-0.03	—
$P_p + P_{c2} = 10W$	300	0.59	+0.12	—
" " = 15W	325	0.56	+0.19	—
" " = 20W	350	0.55	+0.37	—
(e) 6R-P15 G ₂ (註2)				
$P_p = 13.5W$ $P_{c2} = 10W$	475	0.22	-0.29	—
" " $P_{c2} = 15W$	510	0.17	-0.45	—
" " $P_{c2} = 20W$	545	0.15	-0.65	—
(f) 6R-P10 G ₁				
W_f のみ の時	290	0.46	-0.06	—
$P_p + P_{c2} = 8W$	355	0.43	+0.02	—
" " = 10W	385	0.41	+0.15	—
(g) 12G-B3 G, RC付き				
$P_p + P_{c2} = 10W$	270	0.92	+0.13	—
" " = 15W	295	0.90	+0.23	—
(h) 12G-B3 G ₂ (註2)				
$P_p = 5W$, $P_{c2} = 0.7W$	320	0.67	0	0.17
$P_p = 10W$ " "	350	0.64	+0.04	0.15
$P_p = 15W$ " "	380	0.63	+0.19	0.15
$P_p = 20W$ " "	410	0.62	+0.32	0.17

註1: T_L は実測値のあるものはこれを採用して(実測)とし、ないものは
(3-37)(3-39) 式より、 Q_c にステムリードに流れる熱量(両側溶

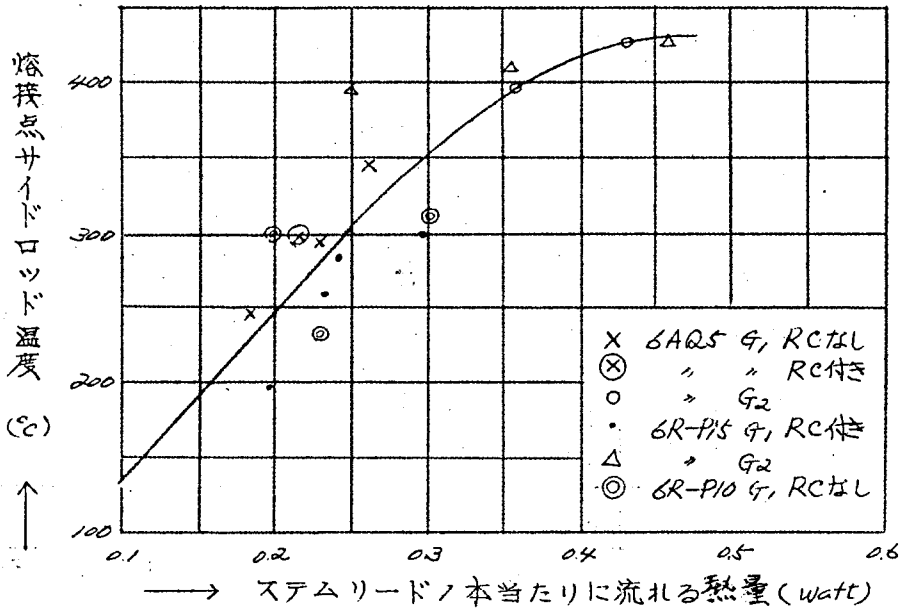
Rod→BP 又は BP→Rod (W)	Rod→Rod (W)	RCよりの輻射 (W)	マイカ損失 (W)	スチームリード ノ本当たり に流れる熱 量 (W)	T _L (註1) (°C)
—	—	—	0.32	0.23	298(実測)
—	—	—	0.39	0.26	340(“)
—	—	0.16	0.26	0.185	250(実測)
—	—	0.2	0.33	0.215	300(+)
0.19	—	—	0.38	0.36	330(実測)
0.25	—	—	0.45	0.36	400(+)
0.27	—	—	0.50	0.43	425(+)
—	—	0.11	0.13	0.195	198(計算)
—	—	0.14	0.22	0.235	262(“)
—	—	0.15	0.26	0.235	287(“)
—	—	0.18	0.27	0.30	301(+)
0.2	0.07	—	0.53	0.25	404(計算)
0.33	0.07	—	0.58	0.38	414(“)
0.47	0.105	—	0.62	0.48	428(“)
—	—	—	0.23	0.23	235(計算)
—	—	—	0.32	0.20	302(+)
—	—	—	0.35	0.30	308(+)
—	—	0.51	0.26	0.34	249(計算)
—	—	0.52	0.30	0.38	269(“)
0.23	—	—	0.34	0.40	290(計算)
0.2	—	—	0.39	0.41	319(“)
0.2	—	—	0.48	0.46	343(“)
0.22	—	—	0.48	0.50	372(+)

接の時は上表の値の2倍) を代入して T_{SR} より計算した値を(計算)として示した。

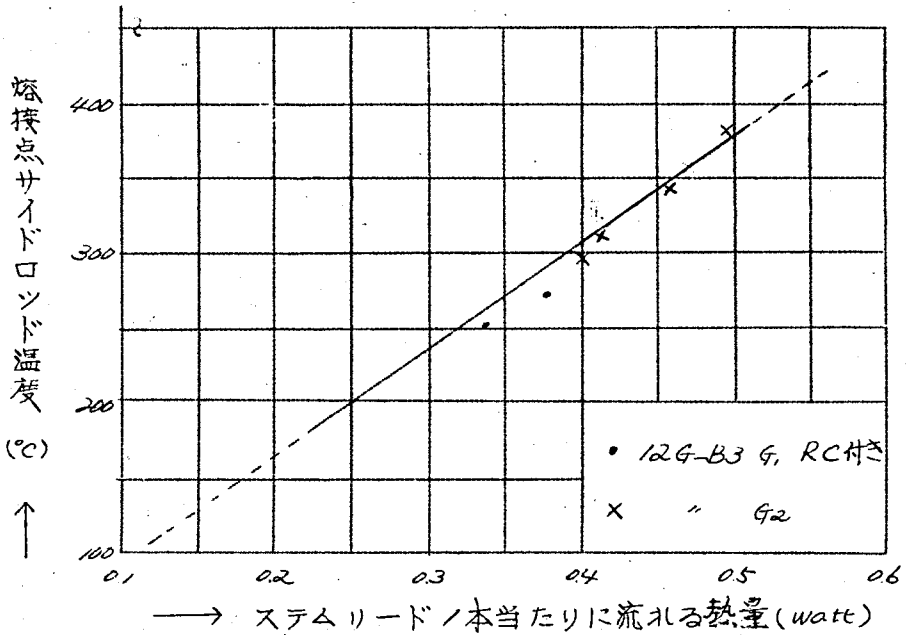
註2: グリッドの熱量としてこれに P_{C2} が加わる。

Fig. 3-30 ステムリードに流れる熱量と熔接点温度

(a) M T 管 の 場 合



(b) 12G-B3



第3-19表 ステムリードへ流れる熱量

動作条件	実測温度よりの計算値		第3-18表の計算値		備考
	T_{CSR} (°C)	ステムリード 方向へ流れる Q_c (W)	T_{CSR} (°C)	ステムリード 方向へ流れる Q_c (W)	
(a) 6AQ5 G ₁ RCなし					
$P_p + P_{c2} = 10W$	315	0.445	—	0.46	
" " = 15W	365	0.65	—	0.52	
(b) 6AQ5 G ₂					
$P_p = 5W, P_{c2} = 1.25W$	450	0.32	—	0.36	
$P_p = 15W$ " "	542	0.38	—	0.36	
$P_p = 20W$ " "	575	0.40	—	0.43	
(c) 12G-B3 G ₂					
$P_p = 0, P_{c2} = 0.5W$	290	0.68	—	—	
" " $P_{c2} = 1.5W$	325	0.75	320	0.80	$P_p = 5W,$ $P_{c2} = 0.7W$ の時
" " $P_{c2} = 3.0W$	375	0.97	380	0.92	$P_p = 15W,$ $P_{c2} = 0.7W$ の時

12G-B3のG₂のインナーリードは、両側で熔接されているが、
 アウターリードは片側しかない。Schade氏は6BQ6-GTのG₂の⁽³⁻⁹⁾
 外部から電熱器のヒータで熱を加えて、同じケースの場合の温度を測
 定しているが、アウターリードの有無で殆んど差は認められないこと
 より、両側熔接のケースとして計算した。第3-19表からわかる通り
 両者の値はよく一致している。

グリッドの温度分布は(3-37)へ(3-40)式で表わされる。
 6AQ5でFig. 3-19に示したG₁, G₂の「T_Lの実測値」と、「ス
 テムリードに流れる熱量」及び「サイドロッドの熱抵抗」の積より、

温度降下を求めて、 T_{CSR} より差引いて計算した 計算値とを
比較すると、第3-20表に示すように両者は一致している。

第3-20表 6AQ5 G_1, G_2 の T_L の計算値

動作条件	計算値				実測値
	$T_{CSR}(^{\circ}\text{C})$	Q_{dw}	$Q_c \times r_{SR}$	$T_L(^{\circ}\text{C})$	$T_L(^{\circ}\text{C})$
G_1 RCなし $P_p + P_{c2} = 10\text{W}$	315	0.46	17	298	298
" " " " = 15W	365	0.52	20	345	340
" RC付き " " = 10W	280	0.37	14	266	250
" " " " = 15W	325	0.43	16	309	300
G_2 $P_p = 5\text{W}$ $P_{c2} = 1125\text{W}$	450	0.36	130	320	330
" $P_p = 15\text{W}$ " "	542	0.36	130	420	400
" $P_p = 20\text{W}$ " "	575	0.43	160	415	425

次に、第3-20表に、サイドロッド中央部及び上部の温度 T_{CSR} 、 T_{ESR} の実測値、計算で求めた中央部グリッドワイヤーの温度 T_c 及び T_{ESR} の計算値、 T_c と T_{CSR} の差を示した。 T_c と T_{CSR} の差は(3-20)又は(3-26)式の r_c の項と、グリッドの受ける総熱量(マイカへの損失、RCよりの輻射を差し引く前の値)の積より求め、 T_{ESR} は(3-38)(3-40)式より求めた。 T_{ESR} の計算値は巻き線部の上部に相当する点(上部マイカの下側)のサイドロッドの温度、実測値は上部マイカの上の値であるから、実測値の方が低くなっている。

第3-2表 グリッドの温度分布

動作条件	グリッド ワイヤー 中央部 $T_c(^{\circ}\text{C})$ (計算値)	サイド ロッド 中央部 $T_{csr}(^{\circ}\text{C})$ (実測値)	グリッドワイ ヤーとサイド ロッド中央 部の差 $T_c - T_{csr}$	サイド ロッド 上部 $T_{esr}(^{\circ}\text{C})$ (計算値)	サイドロ ッド上部 マイカ の側 (実測値)
(a) 6AQ5 G ₁ RCなし					
$P_p + P_{c2} = 10\text{W}$	319	315	4.2	319	316
" " = 15W	370	365	5.3	369	365
(b) 6AQ5 G ₁ RC付き					
$P_p + P_{c2} = 10\text{W}$	285	280	5.0	281	270
" " = 15W	331	325	6.0	326	310
(c) 6AQ5 G ₂					
$P_p = 5\text{W}$ $P_{c2} = 1.25\text{W}$	463	450	13	490	435
$P_p = 15\text{W}$ " "	555	542	13	578	515
$P_p = 20\text{W}$ " "	591	575	16	621	540
(d) 6R-P15 G ₁ RC付き					
W_f のみ の時	236	230	5.9	236	—
$P_p + P_{c2} = 10\text{W}$	307	300	7.2	306	—
" " = 15W	333	325	7.5	329	—
" " = 20W	359	350	9.2	358	—
(e) 6R-P15 G ₂					
$P_p = 13.5\text{W}$ $P_{c2} = 1.0\text{W}$	504	475	29	486	—
" " $P_{c2} = 1.5\text{W}$	546	510	36	528	—
" " $P_{c2} = 2.0\text{W}$	594	545	49	570	—

動作条件	グリッド ワイヤ 中央部 $T_c(^{\circ}\text{C})$ (計算値)	サイド ロッド 中央部 $T_{CSR}(^{\circ}\text{C})$ (実測値)	グリッドワイヤとサイド ロッド中央 部の差 $T_c - T_{CSR}$	サイド ロッド 上部 $T_{ESR}(^{\circ}\text{C})$ (計算値)	サイドロッド上部 マイカ 上側 (実測値)
(f) 6R-P10 G ₁					
W_f のみ の 時	307	290	17	300	—
$P_p + P_{C2} = 8\text{W}$	370	355	15	363	—
" " = 10W	407	385	22	399	—
(g) 12G-B3 G ₁ RC付き					
$P_p + P_{C2} = 10\text{W}$	288	270	18	266	—
" " = 15W	315	295	20	291	—
(h) 12G-B3 G ₂					
$P_p = 5\text{W}$, $P_{C2} = 0.7\text{W}$	333	320	13.2	325	—
$P_p = 10\text{W}$ " "	364	350	13.7	355	—
$P_p = 15\text{W}$ " "	396	380	15.8	386	—
$P_p = 20\text{W}$ " "	427	410	17.0	416	—

3.4.6 グリッドの設計

今までに述べた筆者のグリッド動作温度の計算方法、これら計算結果の検討及びグリッドの設計に当たって注意すべき事項等について述べる。

(a) グリッド温度の計算法

受信管を設計するに当たり、動作中のグリッド温度を求めるには次の方法によればよい。

1. カソードよりの輻射熱 Q_k を求める。
2. 動作条件でのプレート温度を 3・3 節で述べた方法で計算する。
3. グリッド中央部の温度 t_g を仮定する。この仮定に当たっては動作条件と類似品種のデーターを参考にして、なるべく正しいと思われる値をえらぶ。
4. t_g より他電極との熱交換、マイカへの損失等を計算して、ステムリードノ本当たりに流れる熱量 Q_c を求め、Fig. 3-50 より熔接点の温度 T_L を求める。
5. この T_L と Q_c より (3-37) (3-39) 式を用いて T_{csr} を計算する。
6. T_{csr} と t_g が近似的に一致しておれば、この t_g が求めるグリッド温度である。
7. T_{csr} と t_g が一致せず、若しく異なる時は t_g を再び仮定して、一致するまで 3~5 の過程をくりかえす。

計算の対象が構造の複雑なグリッドで、しかも温度の計算であるから、種々の変動要因が含まれることは免れ得ない。例えば、

- (i) カソード温度：この値の決定方法で変動する。一例として、

6A25のカソードを1050°K及び1090°Kの場合、 Q_k は q_1 で0.05W、 q_2 で0.023Wの差を生じ、 T_c にしてそれぞれ約25°C及び20°Cの差になる。カソード温度は又マイカとの嵌合でも変化する。

(vi) 他電極の温度：プレート、バルブ温度は、本論文で述べた通り、正確に計算できるが、BP等は不正確になり易い。

(vii) マイカとの嵌合：マイカへの熱損失のしめる割合もかなり大きい。これはマイカ厚さ、サイドロッドとの嵌合により変化し、又、マイカ自身の温度も一定ではない。

(viii) インナーリードの熔接法：ステムインナーリードとサイドロッドを直接熔接する時と、コネクターを用いる時で熱抵抗に差を生じ、熔接状態の良否も関係する。

(ix) 温度分布：グリッド各部には温度分布があるが、これを T_{CSR} で代表して熱交換を計算している。この T_{CSR} と T_c 、 T_{ESR} あるいは T_{ASR} との差の大きいものでは、誤差の原因になる。

従って、この計算結果は、ある程度の変動要因を含んだもので、これによりバルブ、プレートの如く、動作中の温度の絶対値を正確に知ることは無理がある。むしろ新品種設計の際のグリッド温度の近似値を求め、あるいはグリッド、ステム等を設計変更した時の効果を予測する場合に利用するのが有効である。

又、動作条件が定格に近い時は精度が高いが、定格より著しくはズれる場合、例えば、 $P_p = 0$ で $P_{c2} = 1 \sim 3$ W等の時の q_2 温度を求める場合等は、他電極の温度の決定も不正確になり、精度が劣るようである。

(b) インナーリード材質の影響

ステムインナーリードに熱伝導のよい材料を使用すると、熔接点の温度が下がり、グリッドの動作温度を低くすることができることは、Fig. 3-22の 12 G-B3 G₂ の T_{CSR} (NiとCuclad で約 20°C の差がある。) 及び 6R-HH2 で $0.5\text{mm}\phi$ の鉄から $0.6\text{mm}\phi$ の Ni クラッド銅線にした時 (約 25°C 下がる) ことより明らかである。ステムリードの伝導度の差のみに注目すると、Fig. 3-30 に相当する熱量と熔接点温度は、更に大巾に改善される筈であるが、グリッド温度が下がると、他電極より受ける熱量が増大し、逆に他電極へ与える熱量は減少して、グリッド温度を上昇させる因子が初めの ϕ 以上にのべた値になったと考えられる。

(c) グリッド温度の分布

グリッドファイヤー中央部とサイドロッド中央部の温度差は第3-2/表に示す通り、通常のグリッドでは 5°C 程度で大きな値ではないが、6A Q5 G₂ のように動作温度の高い時 ($450 \sim 600^{\circ}\text{C}$)、6R-P15 G₂ のように温度が高くてグリッドファイヤーが細く ($0.064\text{mm}\phi$) TPI の小さい (265) 場合は、それぞれ $20 \sim 30^{\circ}\text{C}$ 及び $70 \sim 100^{\circ}\text{C}$ もの差を生じるから、設計に当たりあらかじめの注意が必要である。又、グリッドファイヤーに MoNi を使う時は、3-4-4 節でのべた通り同じサイズの Mo 線と比べて、約 $4 \sim 5$ 倍の熱抵抗を持っているから、特にこの温度差に注目しなければならない。又、グリッド上下部の温度差は第3-18表及び第3-2/表の通りで、 T_{CSR} と T_L の差はサイドロッドが CrCu 又は Cuclad の時、特に両側熔接の時は少なく、($20 \sim 40^{\circ}\text{C}$) Ni 又は鉄で特に細い場合、片側熔接の場合大きく $50 \sim 60^{\circ}\text{C}$ 以上 150°C にも達することがあり、

6A25 G_2 では実測値でも示されている。この差はサイドロッドの熱抵抗により生じるから、材質に銅系統の熱伝導度のよいものを用いれば、 T_{SR} と T_L の差が少なくなり、 T_{SR} 、従つて T_c の温度を低くするのに役立つ。しかも、 T_c と T_L の差の少なくなることはグリッド温度が平均されることで、 T_L の温度も上昇し、ステムリードより逃げる熱量を増加させることができる。

(d) テダイエーションカラーの効果

RCにより失われる熱量は、第3-18表に示す通り6A25 G_1 で0.16~0.20W、6R-P15 G_1 で0.11~0.18W（何れもステム両側熔接）、124-B3 G_1 で0.5W（片側熔接）である。RCを除くとグリッド全体の温度が上昇して、マイカ、ステム等他電極への損失が増大するので、上にのべた熱量がすべてグリッドに加わるわけではないが、3-4-2節でものべたようにRCはグリッド温度を下げるのに非常に大きな役割を果たしている。

(e) そ の 他 の 効 果

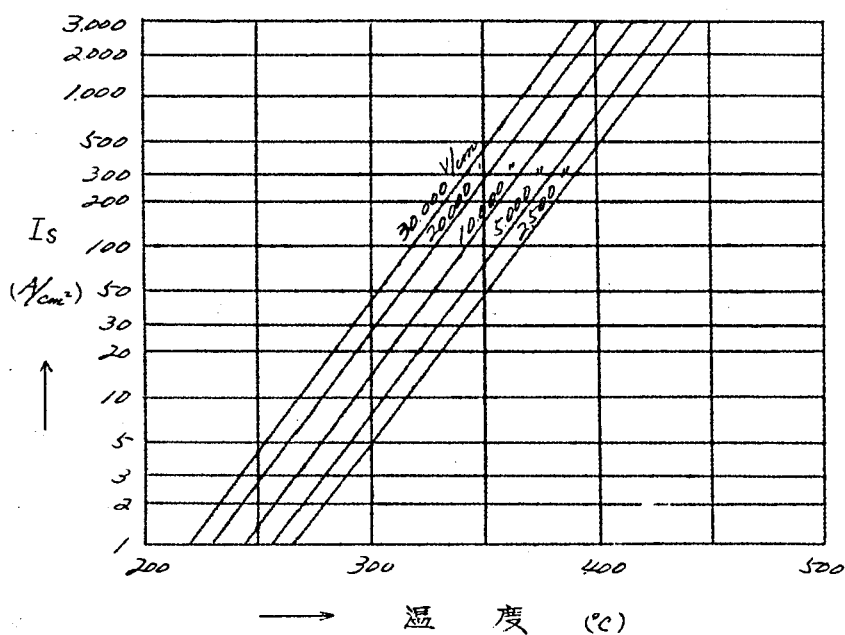
ビームプレートのある品種では、 G_2 よりBPへ失われる熱量が大きいから、BPの温度を低くするよう、 ε の大きい材料を用いること、ステムリードも直接熔接する必要がある。又、 G_2 等スレーピングして ε を高くすることの効果はのべるまでもない。

(f) グリッドエミッション

グリッド温度が高い場合の障害の一つにグリッドエミッションがある。Fig.3-31に参考のため、R.A. Hellar氏の求めたNiスリース材料上にBaOを被覆した時のNi温度とエミッションの関係を示した。グリッドエミッションはこれより条件は悪いので、エミッションの絶対値ははるかに少ないが、同じ関係が成立する。Fig.

3-31でわかることは I_s が $1000\mu A$ から $100\mu A$ に、あるいは $10\mu A$ から $1\mu A$ に各々 $1/10$ に減少する時の温度は、何れの場合でも $50^\circ C$ 宛低くなっていることである。すなわち、逆にグリッド温度を $50^\circ C$ 低くすれば、グリッドエミッションは $1/10$ に、 $100^\circ C$ 低くすれば $1/100$ に減少させ得ることを表わしており、この関係は何度の点でも変わらない。従って、筆者の方法を2〜3種類組合わせてグリッド温度を低くすれば、グリッドエミッションの低減には、非常に効果的であることがわかる。

Fig. 3-31 温度とエミッション



第4章 本研究の成果の要点

受信管の設計に当たり、次の3つの点を考慮しなければならない。

- a. フレート電流、増巾率、相互コンダクタンス等の電気的特性が要求を満足していること。
- b. グリッド、フレート、バルス等各電極の動作温度が適当であつて、動作が安定、且つ、寿命の長いこと。
- c. 機械的に丈夫で、各部品の工作、組み立て等が容易、且つ、高能率で、十分な精度を有し、製造価格が経済的であること。

この内、c項は電極の保持方法、部品の工作技術、生産工程の能率研究等の問題で、主として機械技術、生産管理技術に属するものであるが、設計技術の立場よりはa及びb項の両者を満足してこそ、はじめて十分な設計と言ひ得るものである。

本研究はこの観点より、受信管の設計者として問題になるa及びb項の内、最も基本となる事項について、今まで発表された理論式を一步進め、あるいは実測値を基にした計算方法を確立し、あるいは理論式に実験的補正係数を適用する等の手段により、実際の受信管に適用して正確、且つ、簡単な設計法をつづたものである。特に受信管の設計、製造技術の立場より、すべて実測値と計算値を比較してその正確なことを証明しており、特にその設計法及び計算が簡単で実用的なことを特徴としている。本研究により得られた成果の要点をあげると、次の通りである。

(1) 先ず、電気的特性の設計について、2極管と3極管に分けて考えた。

2極管は第1章において整流用受信管とダンパー管についてその設計法を述べた。すなわち、整流管では、入力容量回路の C_L が比較的大きい場合に、外部附加インピーダンス Z_p のわからない場合でも、筆者の Fig. 1-3 と (1-4) (1-12) 式を用いて、先端整流出力電流、外部附加インピーダンス、プレート損失等を計算で求め得ることを示し、 Z_p 及びプレート損失の実測値と計算値と比較して、これら計算式の正しいことを示した。(1-2節及び1-3節)

(2) 整流管の動作条件を求める計算順序を具体的に示すと共に、 Z_p が整流管の動作に大きな影響を有することを明らかにし(1-4節)、傍熱型整流管の設計に必要なパービアンスは、実測値と計算値と比較して(1-4)式で計算し得ることを示した(1-3節)。

(3) これらに基づいて、代表的な整流管の動作例を計算して第1-6表を与えると共に、筆者の設計した結果も総合して、傍熱型整流管を設計する際の設計基準と、これによる具体的設計例を述べた。(1-5節及び1-6節)

(4) ダンパー管についても、プレート損失を測定して理論式による計算値と比較して、整流用の場合の60%と考えれば十分であることを述べ、設計基準と具体的な設計例を示した。(1-7節)

(5) 3極管では、ある動作条件 (E_b 及び E_c) が与えられた時のプレート電流 I_b 、相互コンダクタンス G_m を計算し、あるいは逆に動作条件と $I_b \cdot G_m$ が与えられた時、これを満足するのに必要な所要の増巾率 μ 、パービアンス G を求めて、この μ 及び G を与える電極寸法を計算しなければならない。

第2章ではこの計算方法について明らかにした。すなわち、今まで示

されている3極管のプレート電流を与える理論式で、所謂「 μ の値」は必ずしも $\frac{3}{2}$ にはならない。そこで筆者は、これを $\mu = \frac{3}{2}$ と仮定して簡単な等価2極管の式を用いたために生ずる補正值 e_n と接触電位差、電子の初速度及び空間電荷による電圧等を綜合した補正電圧 ΔE_c の概念を導入して、多数のアメリカ系及び欧州系受信管について計算した結果、 μ の大小とその特性により、第2-10表及びFig.2-11に示す一定の ΔE_c の値を有することを明らかにした。(2-5-2節及び附録)

- (6) 次に、 ΔE_c は接触電位差により左右されること、グリッド電位の動作点、波形電界効果では殆んど影響されないことを試作球のデーター及び実測値より明らかにした。(2-5-3節)
- (7) 筆者の設計、製作した代表的受信管約40品種及び国産のT社、H社、N社製品について実測値より ΔE_c を求めた所、先にのべた ΔE_c の値と全く同じ関係が成立することを示した。(2-5-4節)
- (8) 従って、新品種設計の際、 ΔE_c の近似値を予知することができるので、これを用いて(2-60)(2-64)~(2-66)式より、 $\frac{3}{2}$ 原則を適用して簡単、且つ、正確にある動作条件における I_b 、 G_m 等を計算し、あるいは所要の I_b 、 G_m を与えるのに必要な μ 、 G と計算し得ることとをのべ、その計算方法と具体的な計算例を示した。(2-5-4節)
- (9) 次に、所要の μ 及び G と与える電極寸法を計算するために、受信管とその構造により3つに分けて、 μ を計算により求めた。すなわち、平行平面電極では、今まで発表された多数の理論式の内、小池氏の式(2-8)式が最も実測値とよく一致し、且つ、理論的にも進んでいることを明らかにしている。 μ は「グリッドのピッチ a 」と「グリッド・カソード間の距離 d_{cg} 」との比 $\frac{a}{d_{cg}}$ で、所謂、波形電界効果により変化することを実験結果Fig.2-7で示した。又、筆者の設計した代表的十数品種に

ついて、小池氏の式による計算値と実測値の比の間に Fig. 2-7 と同じ関係の成立することを確かめて Fig. 2-8 に示し、これを用いれば小池氏の式により、平行平面電極の μ を正確に計算で求め得ること、従つて、所望の μ を与える電極寸法を設計し得ることを明らかにして、具体的な計算例を示した。(2.3 節)

- (10) 楕円グリッドを有する三極管では、楕円電極と共焦点楕円系に置換すれば、等角写像を利用して平行平面電極に変換して、その増巾率の式を適用できることに着目して理論式を示した。(2.2.2 節及び 2.2.3 節) この場合、共焦点系に置換する方法 3 つを比較検討し、 $e_g = \frac{1}{2}(e'_g + e'_p)$ が最も有利なことを明らかにし、64K を例にとつて数値計算を行ない置換及び変換の具体例を第 2-2 表及び Fig. 2-6 に示した。(2.2.4 節)

次に、 μ の具体的な計算方法を調べ、計算式 (2-55) 式を用いて、筆者が設計した代表的な十数品種の μ を計算して実測値と比較した所、カソード及びプレート形状で 3 つに分類して、電極の形状と電子密度の不均一に基づく共通の補正係数の存在することを明らかにし、筆者の計算方法を用いて μ を求め得ることを示した。(2.2.5 節及び 2.2.6 節)

- (11) *Formed round* グリッドを有する三極管では、*Form factor* の概念を取り入れ、小池氏の式による平行平面電極としての計算値 μ_c と円筒電極としての計算値 μ_p 及び 2.3 節で求めた q/\deg との関係を利用して、代表的品種の μ の実測値と比較して (2-56) 式より *Form factor* K を求めた。その結果、プレート及びグリッドの内半径の比 R_p/R_g と K の間に一定の関係 Fig. 2-10 の成立つことを確かめ、これを利用して μ を計算して求め、電極寸法を設計し得ることを明らかにした。

(2・4節)

(12) パービアンスは補正電圧 ΔE_c を用いれば、 $\frac{3}{2}$ 乗法則で計算し得るから、平行平面電極及び *Formed round* グリッドを有する代表的品種について、電極寸法より計算した計算値と実測の特性値より $\frac{3}{2}$ 乗法則で求めた計算値を比較検討した所、この両者の比と q/d_{eq} の間には、*Fig. 2-15* に示す一定の関係の成立することを明らかにし、これを用いて所要のパービアンスを与える電極寸法を設計し得ることを示した。(2・6節)

(13) 第2章では3極管について所要の特性を与えるグリッド及びフレートの電極寸法の計算方法を示したが、4極管以上の多極管では、 q_1 及び q_2 の寸法を決定して、所要の3極管接続の時の特性を得れば、更に電流分配及び歪率等を考慮して、その電極寸法を設計することができる。

(14) 次に、電極損失及び動作温度が適当であつて、安定、且つ、寿命の長い動作を期待し得るように各電極の大きさ、形状、材料及び材質、接続方法等を設計しなければならない。電気的特性は2極管（整流管）と3極管に分けて考えたが、電極損失は2極管、3極管及び多極管に共通の問題で、一括して論じることができる。

第3章ではこれをバルブ、フレート及びグリッドに分けて述べた。バルブでは実測値より、受信管の全損失と各種バルブの最高温度点の値との関係を示す *Fig. 3-5* を求めて、個々の実測値及び文献に示された測定値とよく一致することを明らかにすると共に (3・2・3節)、各種のバルブ及び電極構造を有する代表的品種の温度分布を示した。(3・2・2節) 次に、シールドケースにより大巾に温度の上昇すること、周囲温度により *Fig. 3-6* に示す影響を受けることを示し、*Fig. 3-5* と共にフレート・グリッドの温度計算のためのデーターを与え、又、バルブの設計基

準を明らかにした。(3.2.4節及び3.2.5節)

(15) フレートではMT管及びGT管の代表的8母程のフレート温度及び温度分布を測定して、フレートを密閉型、開放型及び半開放型に分類してその表面積を計算し、全損失、すなわち、ヒータパワー、第2グリッド及びフレート損失の和から「単位面積当たりの全損失 $\frac{\text{Watt}}{\text{cm}^2}$ 」で表わせば、フレート温度の近似値を表わし得ること(3.3.2節)、温度分布は材料厚さに依り大巾に変化すること、Fe及びNi材料使用のフレートでは、材料厚さが0.025mm厚くなるに従い最高温度は約10°C低くなること等を明らかにした。(3.3.3節)

(16) 更に、フレート温度を正確に計算するためにフレートの熱量の計算法を明らかにした。すなわち、(3-1)式によるカソードよりの輻射、Fig. 3-30によるステムよりの熱損失、Fig. 3-29によるマイカよりの熱損失等を計算し、又、先に求めた温度分布より「実効平均温度 $T_{p\text{Ave}}$ 」の概念を入れて、Fig. 3-5より求めたバルブ温度を用いて計算した。その結果、第3-7表に示すように計算値と実測値はよく一致し、フレート温度を正確に計算し得ることを明らかにし、計算の順序及び設計基準を示した。(3.3.4節及び3.3.5節)

(17) バルブの外側にシールドケースを付けた場合、フレート温度に及ぼす影響は、3.2.4節で述べたバルブ温度の上昇した分だけ輻射損失が少なくなるものであり、又、周囲温度の変化した場合のフレート温度は、実測データーより室温の時に比べて、等価的にそれぞれフレート表面積が-30°Cの時12%増大、+100°Cの時15%減少、+150°Cの時28%減少したことに相当することを明らかにした。又、フレート外側にアウターシールドを付けると、フレート温度が大巾に上昇することを測定して示した。(3.3.6節)

- (18) グリッドでは代表的な5品種の G_1, G_2 各部の温度、ラディエーションカラー (RC) ステムリード各部の温度を測定して、温度分布、RCの効果、ステムリードの材質の影響等を明らかにした。すなわち、RCにより $30 \sim 50^\circ\text{C}$ 、ステム材質に銅クラッドを用いて 20°C 動作温度を下げ得ることを示した。(3.4.2節)
- (19) グリッドの動作温度を計算するために熱量の計算を行なった。すなわち、カソードより受ける輻射熱は (3-27)(3-29)~(3-31) 式、フレートとの熱交換は (3-33)(3-34)、RCの効果は (3-35) 式で表わされる他、ビームフレートの影響、マイカへの熱損失等を明らかにし、又、グリッド各部の温度分布は (3-15)~(3-26) 式及び (3-37)~(3-40) 式で表わし得ることを示した。(3.4.3節及び3.4.4節)
- (20) これらの計算方法を用いて、先の代表的5品種の G_1, G_2 の実測データより、ステムリードに流れる熱量とステム溶接点温度との関係を求めた所、第3-18表及び Fig. 3-30を得た。又、ステムリード間に流れる熱量の計算値と実測温度より求めた熱量の比較(第3-19表)等より計算方法の正しいことを立証した。(3.4.5節)
- (21) 温度分布の理論式より第3-21表を与えて、出力管等で遮蔽率の小さい G_2 ではサイドロッドとワイヤー中央の差は $30 \sim 50^\circ\text{C}$ にもなり得ること、サイドロッドも熱伝導つよい材料を挟わなければ $50 \sim 150^\circ\text{C}$ の差を生ずる場合もあること等を明らかにして、グリッドの設計に当たり注意すべき点、動作温度の計算手順等を述べた。又、グリッドの動作温度を 50°C 低くすれば、グリッドエミッションは約十パーセントに減少すること、従つて、動作温度を低くする設計の重要性について示した。(3.4.6節)

(22) 第3章でのべた設計法及び計算方法を用いて、先ずバルブ温度を求め、これを用いて更にプレート温度、グリッド温度等を計算して、これらが設計基準でのべた値以下になるように各電極の大きさ、形状、材質及び材料厚さ、接続方法等を設計すれば、安定、且つ、寿命の長い動作を期待することができ、第1章、第2章でのべた電気的特性の所要値を満足する電極寸法の設計結果と相まって、はじめて完全な受信管を設計することができる。

謝 辞

本研究は、故加藤教授の御指導、御鞭撻の下に、当社電子管技術部
佐々木正部長の直接の御指導により行なったもので、終始御懇篤なる御援
助を受けたことに対し衷心より感謝致します。

又、本研究に対し、当社神戸製作所 野上所長、佐々木次長並びに旧材
料部長・現名古屋大学有住教授には、多大の御理解ある御援助と御激励を
戴いたもので、感謝の念に堪えません。この他、当社受信管課、生産技術
課、品質管理課をはじめとする受信管関係の技術者の方々、特に、岸本保
課長、飯井教道君、高井昭二君、友久健三君等は、その測定と計算に協力
せられ、これに負う所が大きい。共に記して謝意を表する次第である。

参 考 文 献

第 1 章

- (1-1) O.H. Schade : I.R.E. July. (1943)
"Analysis of rectifier operation."
- (1-2) A.P. Kauzmann : RCA Rev. March. (1947)
"Determination of current & dissipation
values for high vacuum rectifier tubes."
- (1-3) 松 田 : 神戸工業技術報告書 LR-3062 昭和33年
7月25日
「整流管の動作解析について(第5報)」
- (1-4) 松田・飯井 : 神戸工業技術報告書 LR-3042 昭和
32年1月25日
「整流管の動作解析について(第2報)」
- (1-5) 松田・飯井・川道 : 神戸工業技術報告書 LR-3041
昭和31年12月25日
「整流管の動作解析について(第3報)」
- (1-6) A.P. Kauzmann : RCA Vacuum Tube Design.
P. 252.
- (1-7) 松 田 : 神戸工業技術報告書 LR-3057 昭和33年
11月10日
「整流管の動作解析について(第6報)」
- (1-8) 松田・飯井 : 神戸工業技術報告書 LR-3040 昭和
31年12月25日

「整流管の動作解析について（第1報）」

- (1-9) O.H. Schade : RCA Rev. March. (1950)
"Characteristics of high-efficiency deflection
& high-voltage supply systems for
kinescopes."
- (1-10) 松田 : 神戸工業技報 第23号 昭和36年8月
「整流管の動作解析について」

第 2 章

- (2-1) J. Langmuir : Phy. Rev. 21 (1923)
- (2-2) Vodges & Elder : Phy. Rev. 24 (1924)
- (2-3) J. H. Fremlin : Electrical Communication
vol. 18. July. (1939)
通信工学邦文外国誌 84号
昭和15年 田中訳
- (2-4) F. Ollendorf : Elekt. t. u. Maschbau. 52.
(1934)
- (2-5) V. L. Oertel : Telefunken Röhre. 12. (1938)
- (2-6) 和田 : The Report of R. I. of Electrical Comm.
Tohoku. vol. 5. No. 1. (1951)
- (2-7) 小池・山中 : 同上 vol. 16. No. 1. (1951)
"Synthetic study on amplification constants
of triodes."
- (2-8) 松田・友久 : 神戸工業技術報告書 LR-3104
昭和36年4月20日

「受信管の増巾率について(第2報)」

楯円グリッドの増巾率

- (2-9) S. Deb. & G. S. Sanyal : J of App. Phys.
Sep. (1954)

"Amplification factor & Perveance of an
elliptic triode."

- (2-10) 松田：神戸工業技術報告書 LR-3098 昭和36年
3月3日

「受信管の増巾率について(第1報)」

- (2-11) 小池：「電子管電極構造論」第8章 P. 205

- (2-12) 小池・山中：学術振興会 議事録 昭和25年10月

「板極管の増巾定数」

- (2-13) W. R. Bennett & L. C. Peterson : B. S. T. J.
April. (1949)

- (2-14) E. R. Jarvis : Electronics. vol. 12 P. 45
June. (1939)

"Amplification factor chart."

- (2-15) 松田：神戸工業技術報告書 LR-3099 昭和36年
4月5日

「3極管の特性計算について(第1報)」

補正電圧 ΔE_c の値

- (2-16) 松田：神戸工業技術報告書 LR-3103 昭和36年
4月18日

「3極管の特性計算について(第2報)」

補正電圧に依る計算方法とパービアンス

- (2-17) W. G. Dow : *Fundamental of Engineering Electronics*. (1937)
- (2-18) Rothe u Klein : *Grundlagen und Kennlinien der Elektronenröhren*. (1940)
- (2-19) 松田・宮内 : 神戸工業技術報告書 LR-3061 昭和34年3月20日
「低電圧用真空管の動作について(第1報)」
- (2-20) 岡 部 : 電通信誌 昭和32年11月
「真空管パービアンスの実測方法についての一提案」
- (2-21) 松 田 : 電子工業 昭和33年3月
「高相互コンダクタンス管」
- (2-22) 河 村 : 神戸工業技術報告書 LR-3086, 3087, 3091
「真空管の静特性についての考察 (1), (2), (3)」
- (2-23) 湯沢・出井 : 東芝レビュー 昭和36年1月
「受信管における酸化物陰極の蒸発現象」

第 3 章

- (3-1) 松 田 : 神戸工業技術報告書 LR-3096 昭和36年3月7日
「バルブ温度について」
- (3-2) 松田・飯井 : 神戸工業技術報告書 LR-3040 昭和31年12月25日
「整流管の動作解析について(第1報)」
5U4G, 5U4-GBのバルブ温度について
- (3-3) W. R. Jones : *Electronics*. May. (1954)

"Tube envelope temperature."

- (3-4) B.D. Mills & W.W. Wright : J of Electronics.
Nov. (1955)

*"The rating of thermoionic valves for
use under abnormal ambient conditions."*

- (3-5) W.H. Kohl :

"Electron tubes for critical temperature."

- (3-6) 松田・飯井： 神戸工業技術報告書 LR-3046. 昭和
32年11月29日

「受信管プレート設計について（第1報）」
動作中のプレート温度について

- (3-7) 松田・飯井： 神戸工業技術報告書 LR-3058 昭和
33年11月15日

「6R-P15の設計試作について」

- (3-8) 松田・飯井： 神戸工業技術報告書 LR-3069 昭和
34年6月20日

「水平偏向出力管の電極温度及び損失について」

- (3-9) O.H. Schade :

*"Temperature measurements on stems
and plate materials suitable for high
dissipation receiving tubes."*

- (3-10) 松田： 神戸工業技術報告書 LR-3097 昭和36年
2月23日

「受信管プレート設計について（第3報）」

- (3-11) 松田： 神戸工業技術報告書 LR-3053 昭和33年

8月25日

「整流管の動作解析について（第4報）」

(3-12) 松田・飯井： 神戸工業技術報告書 LR-3047 昭和

32年11月29日

「受信管フレートの設計について（第2報）」

周囲条件が動作温度に及ぼす影響

(3-13) O. H. Schade: RCA Lab. Report.

"The calculation of heat flow and grid emission in conventional receiving tubes."

(3-14) O. H. Schade: RCA Lab. Report.

"Screen grid temperature and emission in horizontal output tubes."

(3-15) 松田・飯井： 神戸工業技術報告書 LR-3094 昭和

36年2月3日

「受信管グリッドの動作温度について（第2報）」

(3-16) 松田・飯井： 神戸工業技術報告書 LR-3062 昭和

34年3月20日

「受信管グリッドの動作温度について（第1報）」

(3-17) O. H. Schade: IRE Transaction.

"Heat flow considerations in the design of high-dissipation receiving tubes."

(3-18) H. C. Hottel: T. A. S. M. E. (1931)

"Radiant heat transmission between

*surface separated by non-absorbing
media."*

(3-19) 松田・飯井： 神戸工業技術報告書 LR-3095 昭和

36年2月22日

「受信管グリッドの動作温度について(第3報)」

(3-20) 縄 雅： 未 発 表

「銅内部導線試験報告」

附録：補正電圧 ΔE_c の値の一覧表

第1表 日本・アメリカ系及び欧州系受信管の規格値における

日本・アメリカ系受信管							
品 種	外 形 構 造	規格	E_b/E_c (V)	I_b/G_m (mA)/(mV)	μ	E_d (V)	ΔE_c (V)
(a) Medium μ の 3 極 管							
6BL7-GT	GT 双3極	RCA	250/-9	40/7	15	8.55	+0.9
6CS7 II	9MT 双3極	CES	250/-0.5	19/4.5	15.5	6.32	+0.72
6SK	9MT 3極	RCA	250/-8	26/4.5	16	8.66	+1.06
12AH7-GT	GT 双3極	RCA	180/-6.5	74/1.9	16	6.0	+1.25
12AU7	9MT 双3極	CES	250/-8.5	10.5/2.2	17	7.17	+0.97
12BH7A	9MT 双3極	CES	250/-10.5	11.5/3.1	17	5.85	+1.38
6CS7 I	9MT 双3極	CES	250/-2.5	10.5/2.2	17	7.15	+0.95
6DE7 I	9MT 双3極	RCA	250/-11	5.5/2.0	17.5	4.1	+0.8
6BA8 (T)	9MT 3.5極	RCA	250/-8	8/2.7	18	4.45	+1.35
6AN8 (T)	9MT 3.5極	CES	200/-6	13/3.3	19	5.9	+1.4
6CG7	9MT 双3極	CES	250/-8	9/2.6	20	5.2	+0.7
6C5-GT	GT 3極	CES	250/-8	8/2.1	20	5.72	+1.22
6BJ8	9MT 2.3極	RCA	250/-9	8/2.8	20	4.28	+0.78
9002	7MT 3極	RCA	250/-7	6.7/2.2	25	4.23	+1.23
6C8-G	3.5極	RCA	250/-4.5	3.7/1.6	36	3.0	+0.55
6J6	7MT 双3極	CES	100/* -0.85	8.5/5.3	38	2.41	+0.63

補正電圧 ΔE_c の値の一覧表

欧 州 系 受 信 管							
品 種	外 形 構 造	規格	E_b/E_c (V)	I_b/I_m (mA)/(mA)	μ	E_d (V)	ΔE_c (V)
ECF83(T)	9MT 3.5極	S.H	60/-3.7	6.5/3.6	11	272	+0.97
ECC82(12AU7)	9MT 双3極	"	250/-8.5	10.5/2.2	17	717	+0.97
"	"	"	170/-4	10/2.4	19	625	+1.35
ECF80(T)	9MT 3.5極	"	100/-2	14/5	20	4.2	+1.2
ECH42(T)	Rim 3.5極	"	100/0	10/2.8	22	535	+0.80
ECH81(T)	9MT 3.7極	"	100/0	13.5/3.7	22	55	+0.95
PCC84(7AN7)	9MT 双3極	"	90/-1.5	12/6	24	3.0	+0.74
ECC40	Rim 双3極	"	250/-5.6	6/2.9	32	3.1	+0.9
PCF82(T)(908)	9MT 3.5極	S.H	150/-2	11/5.8	35	284	+0.54

日本・ア×リカ系受信管

品 種	外 形 構 造	規格	E_b/E_c (V)	$I_b/I_{b_{max}}$ (mA)/(mA)	μ	E_d (V)	ΔE_c (V)
6M-HH3	7MT 双3極	CES	100/-1*	11/75	38	22	+0.57
6U8(T)	9MT 3.5極	CES	150/-101*	18/85	40	3.16	+0.45
6CL8	9MT 双3極	RCA	125/-1	44/8	40	262	+0.5
6AT8(T)	9MT 3.5極	RCA	100/-0.85*	85/58	40	207	+0.43
6FW8A	9MT 双3極	RCA	100/-12	15/13	33	173	-0.1
7586	ニユー ビスター	RCA	75/-105*	105/115	35	1.37	+0.31
6R-HH2	9MT 双3極	CES	90/-102*	85/8	36	159	+0.14
6BZ7	9MT 双3極	RCA	150/-2.2*	10/6.8	38	221	+0.30
6BQ7A	9MT 双3極	CES	150/-1.98*	9/6.4	38	211	+0.19

(b) High μ の 3 極 管

17EW8	9MT 双3極	CES	170/-15	10/62	50	242	+0.52
12AT7	9MT 双3極	CES	250/-2*	10/5.5	60	272	+0.56
6DR7 I	9 T 双3極	RCA	250/-3	14/16	68	131	+0.63
19T8(T)	9MT 2.3極	CES	250/-3	11/2	70	125	+0.68
6BN8(T)	9MT 2.3極	CES	250/-3	16/2.5	70	096	+0.39
6SL7-GT	9 T 双3極	CES	250/-2	23/1.6	70	2.16	+0.59
6AW8(T)	9MT 3.5極	CES	200/-2	4/4	70	1.5	+0.64
6K5-GT	9 T	RCA	250/-3	11/1.4	70	1.18	+0.61
12AX7 12AV6(T)	7MT 2.3極	CES	250/-2	12/1.6	100	1.12	+0.62
6SQ7-GT	9 T 2.3極	CES	250/-2	11/1.15	100	1.4	+0.9

欧 州 系 受 信 管							
品 種	外 形 構 造	規格	E_b/E_c (V)	I_b/g_m (mA)/(mA)	μ	E_d (V)	ΔE_c (V)
PC C88 (7DJ8)	9MT 双3極	S.H	90/-1.3	15/12.5	33	1.8	+0.38
ECC85 (6AQ8)	9MT 双3極	S.H	250/-2.2	10/6	57	2.5	+0.32
"	"	"	170/-1	8.5/5.9	62	2.6	+0.42
EC 92	9MT	"	250/-2	10/5.5	60	2.72	+0.56
ECC81 (12AT7)	9MT 双3極	"	250/-2	10/5.5	60	2.72	+0.56
"	"	"	200/-1	11.5/6.7	70	2.58	+0.72
"	"	"	170/-1	8.5/5.9	66	2.16	+0.59
EABC80 (6T8)	9MT 2.3極	"	250/-3	11/4	70	1.07	+0.56
EB C 41	Rim 2.3極	"	250/-3	11/2	70	1.25	+0.68
ECL82(T) (6BM8)	9MT 3.5極	"	100/0	3.5/2.5	70	2.1	+0.67
UB C 41	Rim 2.3極	"	170/-1.15	1.5/1.15	70	1.36	+0.48
UB C 91 (6AV6)	9MT 2.3極	"	250/-2	1.2/1.6	100	1.12	+0.62

日本・ア×リカ系受信管								
品	種	外形 構造	規格	E_b/E_c (V)	I_b/G_m (mA)/(μV)	μ	E_d (V)	ΔE_c (V)
6BK7	9MT 双3極	RCA	150/-1	18/9.3	43	2.8	+0.22	
6BC4	9MT 3極	RCA	150/-145*	14.5/10	48	2.18	+0.51	
6J4WA	7MT 3極	CES	150/-135*	13.5/11	50	1.84	+0.19	
6FH5	7MT 3極	RCA	135/-1	11/9	50	1.83	+0.13	
6CW4	ニユー ビスター	RCA	110/-1	76/98	62	1.16	+0.42	
6ER5	7MT 3極	RCA	200/-12	10/10.5	80	1.43	+0.13	
(c) Low G_m シヤ-フ・カッタ- 5極管								
6SJ7-GT	GT	CES	100/-3	3/1.65	19	2.73	+0.47	
6C6	ST	CES	100/-3	2.1/1.2	20	2.62	+0.62	
5879	9MT	RCA	100/-3	1.8/1.0	21	2.7	+0.93	
9001	7MT	RCA	100/-3	2/1.4	23	2.13	+0.78	
(d) High G_m シヤ-フ・カッタ- 5極管								
6AK5	7MT	CES	120/-2	7.5/5	32	2.25	+0.5	
6U8(P)	9MT 3.5極	CES	110/-0.92*	10/5.2	35	2.88	+0.64	
6AN8(P)	9MT 3.5極	CES	150/-222*	9.5/6.2	37	2.3	+0.46	
6AM8(P)	9MT 3.5極	RCA	150/-222*	9.5/6.5	38	2.18	+0.50	
6EA8(P)	9MT 3.5極	RCA	125/-1	12/6.4	40	2.81	+0.69	
6AU6	7MT	CES	150/-108*	10.6/5.2	41	3.05	+0.47	
6SH7-GT	GT	CES	150/-1*	10.8/4.9	41	3.31	+0.65	

歐 州 系 變 信 管							
品 種	外 形 構 造	規格	E_b/E_c (V)	I_b/I_m (mA)/(mA)	μ	E_d (V)	ΔE_c (V)
ECC83 (12AX7)	9MT 双3極	S.H	250/-2	1.2/1.6	100	1.12	+0.62
"	"	"	100/-1	0.5/1.25	100	0.6	+0.60
PC86	9MT 3 極	"	175/-15	12/14	70	1.28	+0.28

ECF83	9MT 3.5極	S.H	50/-2.3	3/1.3	10	3.46	+0.76
EBF80	9MT 2.5極	"	85/-2	5/2.2	18	2.41	+0.69
EF40	Rim	"	140/-2	3/1.85	38	2.43	+0.75
EF86	9MT	"	140/-2	3/2	38	2.25	+0.59

EF89	9MT	S.H	100/-2	9/3.6	19	3.75	+0.50
EBF89	9MT 2.5極	"	100/-2	9/3.8	20	3.56	+0.56
UBF89	9MT	"	100/-1.5	11/4.5	20	3.67	+0.77
EF85	9MT	"	100/-2	10/6	26	2.5	+0.65
EF43	Rim	"	135/-2	15/6.4	29	2.52	+0.86
ECF80(P)	9MT 3.5極	"	170/-2	10/6.2	47	2.42	+0.8
EF80	9MT	"	250/-3.5	10/6.8	50	2.24	+0.71

日本・ア×リ力系受信管

品 種	外 形 構 造	規格	E_c/E_c (V)	I_b/I_m (mA)/(mA)	μ	E_d (V)	ΔE_c (V)
6AG5	7MT	CES	150/* -1.8	7/5	45	2.1	+0.57
6BH6	7MT	CES	150/* -1	7/4.6	50	2.41	+0.41
12BY7A	9MT	CES	180/* -3.02	25/12	30	3125	+0.25
6AH6	"	CES	150/* -2	10/9	40	1665	-0.1

(e) Variable μ 5 極 管

6SK7-GT	GT	CES	100/-3	9.2/2	10.5	6.88	+0.38
6D6	ST	CES	100/-3	8.7/1.6	10.5	7.7	+1.25
6K7-GT	GT	RCA	100/-3	7/1.45	10.5	7.23	+0.71
12BA6	7MT	CES	100/* -1.03	11/4.4	26	3.75	+0.97
6BJ7	7MT	RCA	100/-1	9.2/3.8	25	3.63	+0.63
6SQ7-GT	GT	RCA	125/-1	11.8/4.7	32	3.77	+0.85
6DE6	7MT	CES	125/-1	15.5/8	37	2.90	+0.65
6GM6	7MT	RCA	125/* -0.98	14/1.3	65	1.62	+0.68
6BC5	9MT	RCA	220/-2.2	10/6.2	35	2.42	+0.33

(f) E - Δ 出 力 管

6DQ5	G	RCA	125/-2.5	110/10.5	3.3	15.7	+2.7
6DQ6A	G	RCA	150/-2.5	80/6.6	4.1	18.2	+4.1
6BQ6-GT	GT	CES	150/-2.5	65/6	4.3	16.25	+3.85
6GW6	G	RCA	250/-2.5	70/7.1	4.4	14.8	+3.2
12G-B3	G	CES	100/-2.7	100/14	6	10.7	+1.7
50C5	7MT	CES	110/1.5	49/7.5	7.1	9.8	+1.8

歐洲系受信管							
品種	外形構造	規格	E_{c2}/E_c (V)	I_b/g_m (mA)/(mA)	μ	E_d (V)	ΔE_c (V)
EF80	9MT	S.H	200/-2.55	10/7.1	50	2.13	+0.67
PCL84	9MT 3.5極	S.H	200/-2.9	18/10.4	36	2.6	-0.05
PL34(25E5)	G	S.H	100/-8.2	100/14	5.6	10.7	+1.05

日本・アメリカ系受信管							
品 種	外 形 構 造	規格	E_{c2}/E_c (V)	I_b/I_{gm} (mA)/(mA)	μ	E_d (V)	ΔE_c (V)
35C5	7MT	CES	110/-7.5	40/5.8	7.5	10.35	+3.2
6EM5	9MT	RCA	250/-18	40/5.1	8.7	11.8	+1.2
6AQ5	7MT	CES	250/-12.5	45/4.1	9.2	16.45	+1.75
(g) 出力用5極管及び60W μ 3極管							
6K6-GT	GT	RCA	250/-16.5	34/2.3	7	22.2	+3.0
5763	9MT	CES	250/-7.5	45/7	16	9.65	+1.55
6BQ5	9MT	RCA	250/-7.3	48/11.3	19	6.35	+0.45
6CL6	9MT	CES	150/-3	39/11	22	4.1	+0.27
6EM7 II	双3極	RCA	150/-20	50/7.2	54	10.4	+2.7
6AD7(T)	3.5極	RCA	250/-25	4/0.325	6	18.5	+1.8
12B4	9MT 3極	RCA	150/-7.5	34/6.3	6.5	8.1	+2.5
27	ST 3極	RCA	250/-21	52/1	9	7.8	+1.1
6AS7-G	G	CES	135/* -31.25	125/7	2	26.8	+6.6
6AF4A	7MT	RCA	80/* -2.62	17.5/6.5	13.5	4.05	+0.9
76	ST	RCA	250/-13.5	52/1.45	13.8	5.4	+0.8

註記1. 日本及びアメリカ系受信管規格の内“CES”は、日本電子機械工業会の制定したCES規格、RCAはRCAのHandbookによる規格を表わす。又、欧州系受信管のSHはSiemens und Halske社のHandbookによつた。Siemens社はPhilips社の技術傘下であり、Philips社は全欧州の受信管工業界を支配しているので、欧州系の規格を代表していると考えられる。

2. E_c の欄で*印はSelf-biasによる値で、($I_k \times R_k$)を示す。こ

欧 州 系 受 信 管							
品 種	外 形 構 造	規格	E_{c2}/E_c (V)	I_b/G_{mL} (mA)/(mV)	μ	E_d (V)	ΔE_c (V)
UL84	9MT	S.H	180/113	60/8.8	8	10.2	+4.6
EL86	9MT	"	170/125	70/10	8	10.5	+1.8
ECL82 (P)	9MT 3.5極	"	200/-16	35/6.4	9.5	8.2	+3.1
"	"	"	170/115	41/7.5	9.5	8.2	+1.8
PL82	9MT	"	170/104	53/9	10	8.8	+2.2
UL41	Rim	"	170/104	53/9.5	10	8.4	+1.7
EL42	Rim	"	200/* -9.35	22.5/3.2	11	10.6	+1.75
EL95	7MT	"	250/-9	24/5	17	7.2	+1.5
EL84 (6BQ5)	9MT 3.5極	"	250/-13	48/11.3	19.5	6.35	+0.85
EL41	Rim	"	250/* -7	36/10	22	5.4	+1.35

の小さいものは固定バイアスと同様計算して差支えないが、大きくなるとプレート電圧はこの $(I_k \times R_k)$ だけ差し引かなければならない。

3. 多極管では E_b の項に E_{c2} の値を記入した。

4. 欧州系の外形の内 Rim は Rimlock 型を示す。

5. アメリカ系の外形ニュービスターは RCA の新しい受信管 *Novistor* である。

第2表 フレームグリッドを有する特殊受信管の ΔE_c の値

品 種	製 造 会 社	外形	E_f/I_f (V/A)	E_b/E_{c2} (V)	E_c (V)	I_b/I_{c2} (mA)	G_m (mV)	μ	E_d (V)	ΔE_c (V)
417A	Western Electric社	9MT 3極	63/ 0.3	150	-161*	26	24	43	1.63	-0.2
”	”	”	”	130	+9* -0.85	27.4	28	44	1.47	-0.45
437A	”	9MT 3極	63/ 0.45	150	+9* -1.5	40.2	47	45.5	1.28	-0.5
C39	Siemens 社	9管 5極	63/ 0.37	220/ 150	-188*	13/ 3.3	14	41	1.39	-0.34
”	”	”	”	220	-306*	17	17	40	1.5	-0.36
E180F	”	9MT 5極	63/ 0.3	190/ 160	+9* -1.5	13/ 3.3	16.5	50	1.18	-0.3
D3a [○]	”	”	63/ 0.32	190/ 160	+10* -1.2	22/ 6	35	85	0.94	+0.39
”	”	”	”	160	+10* -1.3	24	41	82	0.88	+0.36
E280F [○]	”	”	63/ 0.315	190/ 160	+8* -1.6	20/ 6	26	60	1.16	+0.26

○：グリッドは金メッキなし、その他の品種のグリッドはすべて金メッキ。